БИБЛИОТЕКА ТЕХНОЛОГА

АДАПТИВНОЕ УПРАВЛЕНИЕ СТАНКАМИ

Под редакцией
лауреата Ленинской премии,
заслуженного деятеля
науки и техники РСФСР
д-ра техн. наук
проф. Б. С. БАЛАКШИНА



Москва «МАШИНОСТРОЕНИЕ» 1973

А 28
УДК 621.9.62.52 (02)

Адаптивное управление станками. Под ред. лауреата Ленинской премии, засл. деятеля науки и техники РСФСР, Почетного д-ра — инж. Дрезденского технического университета, д-ра техн. наук проф. Б. С. Балакшина. М., «Машиностроение», 1973. 688 с.

В монографии освещена проблема повышения точности и производительности обработки деталей на металлорежущих станках путем автоматического управления ходом технологического процесса (адаптивное управление). Приведены теоретические основы адаптивного управления ходом технологического процесса обработки, методика проектирования и расчета систем адаптивного управления. Освещена проблема автоматической перенастройки системы СПИД с одного типоразмера детали на другой по точностным параметрам оптимизации процесса обработки. Описаны станки, оснащенные системами автоматического управления упругими перемещениями и другими факторами, системами автоматической точностной перенастройки и оптимизирующими системами. Показана область применения этих систем и их эффективность.

Книга предназначена для инженерно-технических работников машиностроительных заводов и научно-исследовательских институтов. Может быть полезна преподавателям и студентам вузов. Табл. 22, ил. 400, список лит. 52 назв.

Авторы монографии:

канд. техн. наук Б. М. БАЗРОВ,
д-р техн. наук Б. С. БАЛАКШИН,
канд. техн. наук И. М. БАРАНЧУКОВА,
инж. В. П. ВОРОНЕНКО, инж. Б. А. ЕВСЕЕВ,
канд. техн. наук Т. В. ЗАВЬЯЛОВА,
канд. техн. наук Е. Р. КОВАЛЬЧУК,
д-р техн. наук И. М. КОЛЕСОВ, инж. В. Д. КОРНЕЕВ,
канд. техн. наук В. А. МЕДВЕДЕВ,
канд. техн. наук В. Г. МИТРОФАНОВ,
канд. техн. наук Ю. С. ОСАДЧИЙ, инж. И. Б. ПЕЙСАХОВИЧ,
канд. техн. наук С. П. ПРОТОПОПОВ,
канд. техн. наук Ю. М. СОЛОМЕНЦЕВ,
инж. А. Г. СХИРТЛАДЗЕ, канд. техн. наук В. А. ТИМИРЯЗЕВ

Рецензенты: д-р техн. наук проф. М. П. НОВИКОВ,
д-р техн. наук проф. Н. М. КАРЕЛИН

А $\frac{3134\text{-}132}{0{,}38\ (01)\text{-}73}$ 132-73

© Издательство «Машиностроение», 1973 г.

ОТ ИЗДАТЕЛЬСТВА

В короткие исторические сроки советская наука и промышленность достигли высокой степени развития и оказывают решающее влияние на темпы технического прогресса народного хозяйства страны. Прогресс в любой отрасли экономики обеспечивается прежде всего опережающим развитием научно-технической революции в машиностроении. Это находит свое проявление в быстром развитии на базе научных открытий производства новых видов техники. Только за годы восьмой пятилетки и два года девятой в СССР создано свыше 21 тыс. новых типов машин, оборудования и аппаратов. Технические характеристики многих видов этих изделий находятся на уровне лучших достижений мировой техники или превышают их.

Роль отечественного машиностроения будет все более повышаться. Центральной задачей научно-технического прогресса, как отмечалось на XXIV съезде КПСС, является всемерная интенсификация и повышение эффективности общественного производства. Практическое осуществление этой задачи заключается в правильном сочетании технического совершенствования производства, его структуры, техники и технологии с наиболее полным и экономичным использованием всех производственных ресурсов при одновременном повышении качественных характеристик продукции.

С этой целью основное внимание сосредоточено на комплексном решении проблем, связанных с улучшением использования производственных ресурсов (сырья, материалов, технологического оборудования), энергетических и трудовых ресурсов.

Машиностроение должно полностью обеспечить народное хозяйство новой техникой, которая будет одним из важнейших средств роста производительности труда, экономики и благосостояния народа.

В развитии машиностроения основными направлениями в этой пятилетке являются: существенное улучшение технологии производства продукции; создание систем высокопроизводительных машин и оборудования, предназначенных для выполнения принципиально новых рабочих процессов, и систем, охватывающих законченные технологические циклы от склада исходных материа-

лов до готовой продукции; автоматизация управления единичной машиной и системой машин; улучшение качества, снижение веса на единицу мощности, повышение надежности и долговечности изделий. Предусматривается дальнейшее развитие и углубление отраслевой и межотраслевой специализации и кооперирования в производстве заготовок, изделий, узлов и деталей общемашиностроительного применения и инструмента.

Получат широкое развитие работы по перевооружению механообрабатывающих цехов в результате внедрения прогрессивных технологических процессов и оборудования, механизации процессов на всех стадиях машиностроительного производства. Автоматизация массового и крупносерийного производства будет осуществляться путем внедрения автоматических линий и блоков, а мелкосерийного и индивидуального — станков и машин с программным управлением. Значительно вырастет объем механизированной и автоматизированной сборки. Дальнейшее широкое применение получат поточные методы производства.

Машиностроение будет оснащаться все более производительными станками, переналаживаемыми автоматическими линиями для массового выпуска деталей, оборудованием с унифицированными системами цифрового программного управления, многооперационными станками, а также унифицированными видами станков для обработки деталей сложной формы и из труднообрабатываемых материалов, прецизионных деталей и инструментов. Значительно возрастет производительность выпускаемого металлорежущего оборудования.

Широкое развитие получат процессы отделочной обработки, обеспечивающие повышение точности и чистоты, в частности виброабразивная и струйно-абразивная обработка, размерно-чистовая и упрочняющая обработка раскатыванием, обкатыванием, дорнированием, алмазным выглаживанием.

Будут широко внедряться новые виды режущего инструмента с улучшенными свойствами, в том числе высокопроизводительный алмазный и абразивный инструменты, более стойкие инструментальные материалы, включая высококачественные корундовые материалы, что позволит повысить производительность труда и качество продукции. В этом направлении уже сейчас ведутся большие работы. Например, методы поверхностного пластического деформирования, применяемые взамен абразивной доводки рабочих поверхностей деталей машин, позволяют повысить износостойкость их в 1,5—2 раза, усталостную прочность в 2—3 раза и в несколько раз увеличить срок службы деталей. Применение абразивного инструмента из кубического нитрида бора практически исключает при механической обработке брак по прижогам и обеспечивает высокую точность и качество изделий. Создание лезвийного инструмента из поликристаллического нитрида бора открывает широкие возможности для изготовления деталей из высокотвердых сталей и других труднообрабатываемых материалов.

Значительную работу предстоит проделать по снижению материалоемкости продукции машиностроения. Коэффициент использования металла в машиностроении из-за больших припусков пока составляет только 0,4—0,7. Уже в ближайшие годы должно быть обеспечено снижение удельного расхода проката черных металлов в машиностроении и металлообработке не менее, чем на 25 % за счет применения прогрессивных технологических процессов и улучшения структуры и качества потребляемой металлопродукции.

В условиях технического прогресса и повышения эффективности производства резко возрастают требования к качеству промышленной продукции.

В нашей стране на современном этапе развития производительных сил созданы все условия для непрерывного и планомерного повышения качества продукции, которое неотделимо от роста производительности труда. Улучшение качества продукции характеризуется, прежде всего, повышением надежности и долговечности изделий, что эквивалентно экономии материальных и трудовых ресурсов. Вот почему улучшение качества, являясь важнейшим фактором повышения эффективности общественного производства, было и остается в центре внимания. XXIV съезд КПСС выдвинул важнейшую задачу — повысить технический уровень, экономичность и качество всех видов изделий. К продукции машиностроения это имеет особое отношение, так как от ее качества прежде всего зависит доброкачественность многих других изделий промышленного производства.

Решение технических и организационных задач предстоит осуществлять в тесной взаимосвязи с экономикой. Л. И. Брежнев подчеркнул, что необходимо постоянно соизмерять затраты с полученными результатами, добиваться, чтобы каждый вновь вложенный рубль давал максимальную отдачу. Коренной вопрос не только в том, сколько произведено продукции, но и какой ценой, какими затратами труда.

Следует подчеркнуть, что решение проблем технологии машиностроения, в первую очередь, зависит от развития теоретических исследований. Проведение прикладных исследований дает возможность скорее достигнуть ближайших практических целей в производстве, но прикладные исследования с точки зрения долгосрочного прогноза недостаточно эффективны без развития теоретических исследований — главного источника новых идей, могущих революционизировать производство. Для обеспечения непрерывного поступления новой информации надо всемерно усиливать теоретические (поисковые) исследования. Без этого, в погоне за получением в краткие сроки практических рекомендаций узкого значения, создается риск обречь нашу науку на отставание. Вот почему очень важно правильное сочетание исследований теоретического характера с прикладными исследованиями и техническими разработками.

Как известно, машиностроение — это многообразная и сложная отрасль индустрии. Номенклатура и масштабы выпускаемой продукции очень велики. В связи с этим возникает много проблем, связанных с технологией, организацией и другими аспектами производства. Но, при этом, конечно, есть первоочередные узловые проблемы. О них с исчерпывающей полнотой сказал Генеральный секретарь ЦК КПСС тов. Л. И. Брежнев на XXIV съезде партии. Одна из них — снижение материалоемкости, другая — снижение трудовых затрат и третья — существенное повышение качества.

В целях оказания помощи технологам машиностроения в решении стоящих перед ними задач, определенных XXIV съездом КПСС на пятилетие, издательство «Машиностроение» решило подготовить ряд книг по важнейшим вопросам технического прогресса в области технологии обработки деталей и сборки, объединенных в серию «Библиотека технолога».

В каждой книге будет не только обобщен, с соответствующим научным анализом, современный передовой опыт технологии машиностроения, но и рассмотрены основные актуальные вопросы её дальнейшего развития, как науки о производстве машин. В «Библиотеку» будут включены книги по вопросам точности обработки материалоемкости, поточным методам производства, качеству продукции, технологичности, научным основам механизации и автоматизации, выбору рациональной структуры оборудования, применению электронно-вычислительных машин, технологическому обеспечению надежности и долговечности изделий и другие.

Издательством утверждена редакционная коллегия «Библиотеки» в составе: лауреата Ленинской премии заслуженного деятеля науки и техники РСФСР д-ра техн. наук проф. Б. С. Балакшина, проф. В. В. Иванова, заслуженного деятеля науки и техники РСФСР, д-ра техн. наук, проф. В. С. Корсакова, заслуженного деятеля науки и техники РСФСР, д-ра техн. наук проф. А. Н. Малова, засл. деят. УССР д-ра, проф. А. А. Маталина, д-ра техн. наук проф. М. П. Новикова, проф. С. И. Самойлова, проф. В. А. Скрагана.

Первой книгой «Библиотеки технолога» является труд коллектива научных работников, руководимого д-ром техн. наук проф. Б. С. Балакшиным, «Адаптивное управление станками». В книге опубликованы материалы, являющиеся продолжением материалов, ранее опубликованных в сборниках «Самоподнастраивающиеся станки» под ред. проф. Б. С. Балакшина, М., «Машиностроение», 1965, 1967, 1970.

В результате изучений деформаций в технологической системе «станок—приспособление—инструмент—деталь (СПИД)» проф. Б. С. Балакшиным и другими учеными была выявлена возможность автоматического управления упругими перемещениями на основе соответствующих приборов, позволяющих стабилизировать деформации и усилия резания с учетом всех факторов, влияющих на уровень режимов резания.

Системы автоматического (адаптивного) управления (САУ) упругими перемещениями вносят коренные улучшения в обработку резанием, обеспечивают значительное повышение производительности оборудования, точности обработки деталей и создают благоприятные условия для многостаночного обслуживания.

По данным проф. Б. С. Балакшина в результате применения систем автоматического управления упругими перемещениями станками средняя производительность оборудования увеличивается от 30 до 300%, а точность обработки деталей повышается в 2—5 раз. При этом уменьшаются перегрузки и поломки инструмента, стойкость которого за счет стабильности режимов резания увеличивается в среднем в 1,5 раза. Указанные преимущества адаптивных систем подтверждаются данными отдельных заводов, испытывавших и внедривших в производство станки с этими системами. На станкостроительном заводе им. Серго Орджоникидзе производительность токарно-копировального полуавтомата 1712П, оборудованного системой автоматического управления упругими перемещениями, была повышена на 80%, а точность обработки — в 4 раза. По расчетам завода, годовой экономический эффект от эксплуатации одного такого станка составляет 8450 руб.

Адаптивные системы, установленные на сверлильных станках для обработки отверстий в корпусе форсунки топливного насоса на Челябинском тракторном заводе, обеспечили повышение производительности в 2 раза, снижение расхода инструмента в 1,8 раза, сокращение брака в 3 раза. На заводе предусматривается установка адаптивных систем еще на 14 станках. Опыт использования САУ на гидрокопировальных токарных полуавтоматах на Горьковском автомобильном заводе показал, что применение этой системы позволяет увеличить стойкость резцов в среднем в 2 раза и повысить производительность на 30%.

Дополнительные расходы на оборудование новых станков САУ или их модернизация окупается менее, чем за один год.

Отечественный опыт применения системы автоматического управления упругими перемещениями показывает, что эти системы эффективно могут быть использованы на многих моделях нового металлорежущего оборудования и особенно в станках с программным управлением. Целесообразно также установить эти системы на станках, находящихся в эксплуатации на заводах и, в первую очередь, на станках с гидроприводом, не требующих больших материальных и трудовых затрат на проведение такой модернизации. Системы адаптивного управления металлорежущими станками несомненно получат в ближайшие годы широкое распространение.

ВВЕДЕНИЕ

Основной задачей каждого технологического процесса изготовления изделий является обеспечение их качества при наименьшей себестоимости и затратах предметов природы. К современным изделиям, исходя из их служебного назначения, предъявляют непрерывно возрастающие требования к повышению их качества и особенно к одной из его составляющих — точности. Точность необходима не только для непосредственного выполнения изделиями их служебного назначения, но и является одной из предпосылок длительной их эксплуатации. Для этого в изделиях создается так называемый «запас точности», служащий для компенсации физического износа, возникающего в изделиях в процессе их эксплуатации.

Повышение точности изготовления деталей на каждой из операций технологического процесса позволяет значительно повысить производительность на последующей за счет меньших отклонений припуска на обработку. Точность изделия в целом и сохранение ее в процессе эксплуатации в значительной степени зависит от качества деталей, составляющих изделие. Качество деталей характеризуется точностью, физико-механическими свойствами материала, состоянием поверхностного слоя материала и рядом других показателей.

Точность каждой детали характеризуется точностью: расстояний (размеров) между двумя «точками» поверхностей детали или их образующих; поворотов одних поверхностей детали относительно других, выбранных в качестве баз; формы поверхностей в пределах их габаритных размеров; формы поверхностей (волнистостью) в пределах 10 мм длины; формы поверхностей (шероховатостью) в пределах 1 мм^2.

Между перечисленными показателями точности существуют качественные и количественные зависимости. Результаты измерения по каждому показателю точности характеризуют не только величину измеряемого показателя, но и сумму отклонений всех последующих. Так при измерении размера включается часть погрешностей относительного поворота и формы (макрогеометрия, волнистость и шероховатость). Следовательно, для большего приближения к действительной величине требуемого показателя точ-

ности детали необходимо сократить или исключить погрешности всех последующих факторов, иначе эти погрешности приведут к неправильному определению измеряемой величины со всеми вытекающими отсюда последствиями. Так, например, если хотят судить о точности размера партии деталей, необходимо регламентировать «точки» детали, между которыми должны измерять размер. Этим будет в значительной степени сокращено (до пренебрежительно малых величин) влияние погрешностей относительного поворота и точности формы поверхности. При измерении размера с помощью измерительного устройства, перекрывающего микро-

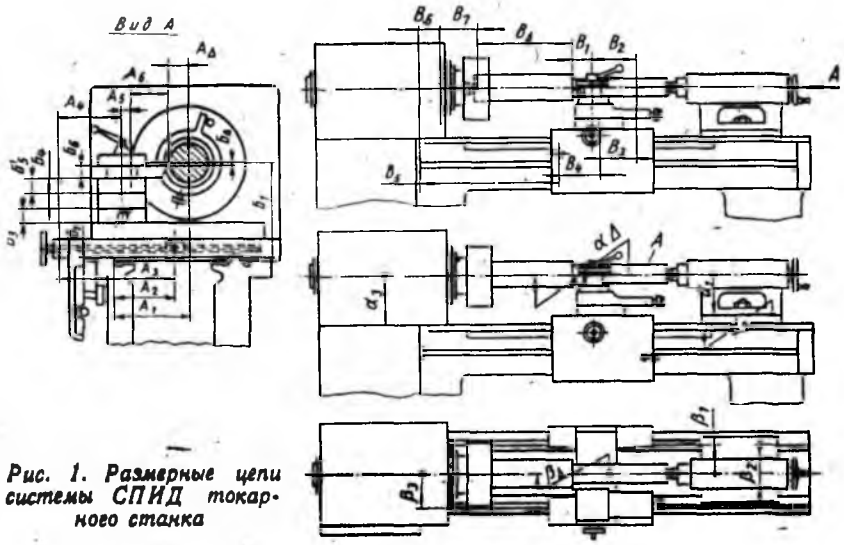


Рис. 1. Размерные цепи системы СПИД токарного станка

неровности, измерение проводится по гребешкам и тем самым существенно сокращается влияние погрешностей микронеровностей на точность размера.

Таким образом, при решении каждой задачи, связанной с точностью детали, необходимо не только ясно поставить задачу измерения, но и обеспечить измерение этой величины с наименьшими возможными погрешностями, связанными с другими показателями точности. Кроме требуемой точности, в ряде случаев необходимо также обеспечить качество деталей и по другим показателям, например, физико-химическим свойствам поверхностного слоя материала детали, знаку и величине напряжения и ряду других.

Для обработки каждая деталь включается в размерные и кинематические цепи системы СПИД. Получаемые в результате обработки размеры детали и относительные повороты ее поверхностей представляют собой замыкающие звенья этих цепей. Так, например, (рис. 1) с помощью размерных цепей

$$A_\Delta = A_1 - A_2 + A_3 - A_4 - A_5 - A_6$$

и

$$Б_\Delta = Б_1 - Б_2 - Б_3 - Б_4 - Б_5 - Б_6$$

образуется радиус r обрабатываемой поверхности детали, величина которого $r = \sqrt{A_\Delta^2 + Б_\Delta^2}$, удваиваясь, превращается в диаметр обработанной поверхности. При обработке деталей с относительно большими диаметрами поверхностей величина $Б_\Delta$ мала и ее значением пренебрегают.

С помощью размерной цепи $B_\Delta = -B_1 - B_2 + B_3 + B_4 + B_5 - B_6 - B_7$ получают линейные размеры ступеней валика. Наконец, с помощью размерных цепей $\alpha_\Delta = \alpha_1 + \alpha_2 - \alpha_3$ и $\beta_\Delta = \beta_1 + \beta_2 - \beta_3$ получают повороты обрабатываемых поверхностей в двух координатных плоскостях относительно оси зацентрованных отверстий, выполняющих роль технологических баз детали.

Из теории размерных цепей известно, что погрешности замыкающих звеньев размерных цепей представляют собой сумму погрешностей всех составляющих звеньев, умноженных, в общем случае, на их передаточные отношения

$$\omega_\Delta = \sum_{i=1}^{m-1} \frac{\partial A_\Delta}{\partial A_i} \omega_i, \qquad (1)$$

где ω_i — поле рассеяния i-го составляющего звена;

$\frac{\partial A_\Delta}{\partial A_i}$ — передаточное отношение i-го звена, характеризующее влияние его поля рассеяния ω_i на образование величины поля рассеяния ω_Δ замыкающего звена;

m — общее число звеньев в размерной цепи.

Процесс обработки деталей на станках складывается из трех этапов, выполняемых последовательно во времени. Первым является процесс установки детали на базы станка или приспособления, ее базирования на приспособлениях с требуемой точностью и закрепления для сохранения достигнутой точности на все время обработки. После установки детали осуществляется статическая (т. е. без рабочих нагрузок) настройка размерных и кинематических цепей системы СПИД на требуемую точность — второй этап. Настройка заключается в установке на требуемых расстояниях режущих кромок инструмента относительно баз станка или приспособления (иногда относительно баз обрабатываемой детали), базирующего деталь. Иногда рассмотренные этапы меняются по времени местами. Третьим этапом является динамическая (т. е. при возникновении рабочих нагрузок) настройка тех же цепей системы СПИД.

Так как при выполнении каждого этапа возникают погрешности, то погрешности размеров и поворотов поверхностей деталей, по-

лучаемых в результате обработки, можно рассматривать состоящими из

$$\Delta_\Delta = \Delta_у + \Delta_с + \Delta_д \qquad (2)$$

в каждый момент времени для одного экземпляра или

$$\omega_\Delta = \omega_у + \omega_с + \omega_д \qquad (3)$$

для партии деталей;

здесь Δ_Δ и ω_Δ — соответственно погрешность и поле рассеяния погрешностей замыкающего звена размерной цепи;

$\Delta_у$ и $\omega_у$ — соответственно погрешность и поле рассеяния установки;

$\Delta_с$ и $\omega_с$ — соответственно погрешность и поле рассеяния размера статической настройки размерной цепи;

$\Delta_д$ и $\omega_д$ — соответственно погрешность и поле рассеяния размера динамической настройки размерной цепи.

Из равенств (2) и (3) следует, что для увеличения точности обрабатываемых деталей необходимо сокращать погрешности, возникающие на каждом из трех рассмотренных этапов. Поскольку удельный вес погрешностей динамической настройки в большинстве случаев является наибольшим, рассмотрим существующие и возможные пути их сокращения.

Практика машиностроения показывает, что в результате выполнения любого технологического процесса появляются отклонения по всем показателям точности детали, рассмотренным выше. В качестве примера на рис. 2 показана точечная диаграмма изменения одного из диаметральных размеров партии валиков, обработанных на гидрокопировальном токарном станке. Диаметральные размеры всех валиков измерены в одном сечении. Из диаграммы видно, что общая величина полей рассеяния $\omega = 0{,}10$ мм партии валиков представляет собой сумму двух полей рассеяния: поля рассеяния $\omega_т$ отклонений, порождаемых совместным действием случайных факторов (мгновенное поле рассеяния), и $\omega_{сис}$, порождаемых совместным действием систематически действующих факторов, изменяющихся по определенным законам.

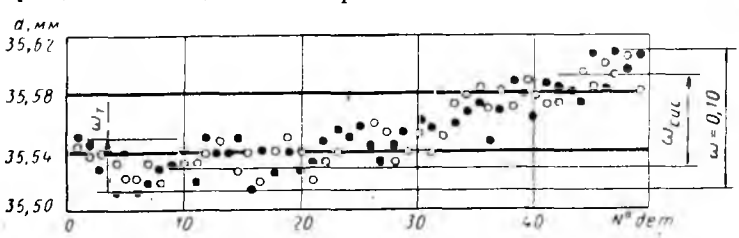


Рис. 2. Точечная диаграмма рассеяния диаметрального размера валиков:
○, ● — измерения в каждом сечении в двух перпендикулярных направлениях

Основными случайными факторами являются: отклонения припуска на обработку, физико-химических свойств материала отдельных деталей партии так же, как и в пределах каждой детали, отклонения геометрии инструмента и его затупление, отклонения температуры деталей, поступающих на обработку, и ряд других. Следует заметить, что в ряде случаев отклонения одного или нескольких случайно действующих факторов могут возрастать или убывать. В таких случаях поле, характеризующее во времени величину мгновенного поля рассеяния, постепенно сужается или расширяется. Отклонения величин припуска на обработку и физико-механических свойств материала (о которых с первым приближением судят по отклонениям твердости) деталей, степень затупления режущего инструмента вызывают отклонения силы резания, которые, в свою очередь, порождают добавочные относительные перемещения режущего инструмента и обрабатываемой детали из-за податливости системы СПИД. В результате на обрабатываемой детали образуются погрешности, составляющие, как правило, наибольшую часть общей погрешности размера динамической настройки $A_д$.

Основными систематически действующими факторами, изменяющимися по определенным законам, являются: размерный износ режущего инструмента, переменная жесткость системы СПИД по координате перемещения силы резания, собственная деформация обрабатываемой детали как под действием перемещающейся силы резания, так и из-за изменяющейся жесткости детали в процессе ее обработки, геометрические погрешности станка, температурные деформации системы СПИД и ряд других.

Размерный износ режущего инструмента вызывает изменение размера каждой следующей обработанной детали партии и погрешности формы и поворотов обработанной поверхности каждой детали. Переменная жесткость, геометрические погрешности изготовления и износ станка порождают также погрешности формы и поворотов поверхностей обработанных деталей.

До недавнего времени практика машиностроения считала погрешности, порождаемые совместным действием случайных и рядом систематических факторов, неизбежным злом.

Традиционными путями достижения заданной точности обрабатываемых на станках деталей являются:

1) увеличение жесткости технологической системы СПИД, что позволяет сократить величину мгновенного поля рассеяния $\omega_т$;

2) обработка на заниженных режимах, позволяющая сократить колебание силы резания и тем самым величину $\omega_т$;

3) обработка в несколько проходов, выполняемых на одном и том же станке, на разных станках одной и той же конструкции или назначения и на различных типах станков;

4) встраивание в станки корректирующих устройств для повышения точности формы деталей;

5) использование ручных или автоматических систем, компенсирующих размерный износ режущего инструмента путем периодических подналадок системы СПИД;

6) поддержание жесткости станка и его геометрической точности путем периодических ремонтов.

Первый путь связан с дополнительными расходами как при изготовлении станков, так и в процессе их эксплуатации на поддержание жесткости станка, теряемой вследствие физического износа и регулирования. Второй и третий пути связаны с потерями штучной производительности и увеличением себестоимости обработки из-за увеличения времени обработки особенно при использовании нескольких станков.

Рассмотрим пример. Предположим, что требуется изготовить достаточно большое количество гладких валиков диаметром $d = 25$ мм, длиной $L = 60$ мм с допуском на диаметр $\delta_0 = 2 \div 3$ мкм с отклонениями формы, не выходящими за пределы допуска на диаметр, с шероховатостью поверхности по 12-му классу чистоты.

В качестве заготовки выбран калиброванный пруток. Допуск на диаметральный размер заготовки равен $\delta_{заг} = 280$ мкм. Следовательно, для получения годных валиков необходимо в процессе обработки получить уточнение $\varepsilon_д = \frac{\delta_{заг}}{\delta_0} = \frac{280}{2} = 140$. Среди существующих способов обработки имеются два: суперфиниш и притирка, обеспечивающие получение обработанной поверхности с шероховатостью требуемого класса чистоты. Однако ни тот ни другой из способов не обеспечивают требуемую величину уточнения. Притирка наряду с обеспечением требуемой шероховатости поверхности дает уточнение, равное только $\varepsilon_1 = \frac{\delta_п}{\delta_0} = \frac{15}{2} = 7{,}5$, где $\delta_п$ — допуск на диаметральный размер прутков, поступающих на притирку. Следовательно, необходимо найти еще один или несколько процессов и станков, которые давали бы оставшуюся величину уточнения $\varepsilon_2 = \frac{\varepsilon_д}{\varepsilon_1} = \frac{140}{7{,}5} = 18{,}6$.

Для обработки калиброванных прутков можно использовать бесцентровое шлифование, которое при допуске $\delta_{заг} = 280$ мкм может обеспечить уточнение $\varepsilon_3 = \frac{\delta_{заг}}{\delta_ш} = \frac{280}{100} = 2{,}8$, где $\delta_ш$ — допуск на диаметральный размер прутков, обработанных бесцентровым шлифованием.

Из изложенного видно, что в результате выполнения двух рассмотренных процессов можно получить уточнение $\varepsilon_4 = \varepsilon_1\varepsilon_3 = 7{,}5 \cdot 2{,}8 = 21$ вместо требуемого $\varepsilon_д = 140$. Следовательно, для решения задачи необходимо найти еще технологическую систему, которая давала бы уточнение $\varepsilon_5 = \frac{\varepsilon_1}{\varepsilon_4} = \frac{140}{21} = 6{,}8$. Введением предварительной притирки после бесцентрового шлифования,

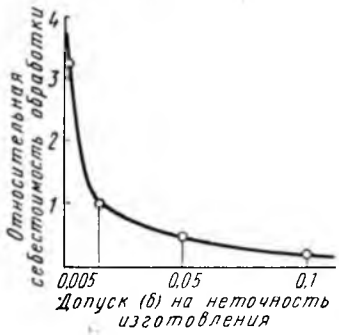


Рис. 3. Зависимость относительной себестоимости от точности

обеспечивающего точность диаметрального размера $\delta_ш$, можно обеспечить получение уточнения $\varepsilon_5 \cong 6{,}8$.

Таким образом, для решения поставленной задачи достижения требуемой точности валиков по рассмотренным показателям они должны пройти три технологические системы: 1) бесцентровое шлифование ($\varepsilon_3 = 2{,}8$); 2) предварительную притирку ($\varepsilon_5 = 6{,}8$) и 3) окончательную притирку ($\varepsilon_1 = 7{,}5$). В результате выполнения намеченного технологического процесса расчетная величина уточнения $\varepsilon = \varepsilon_3\varepsilon_5\varepsilon_1 = 2{,}8 \cdot 6{,}8 \cdot 7{,}5 = 142{,}8$, что больше требуемого ($\varepsilon_д = 140$).

Следовательно, чем более высокую точность детали требуется обеспечить, тем большее количество проходов и различных станков для этого необходимо.

Диаграмма на рис. 3 показывает, как с уменьшением допуска, т. е. с увеличением требуемой точности, возрастает относительная себестоимость детали.

Анализ рассмотренных выше традиционных путей достижения и повышения требуемой точности деталей показывает наличие противоречия между точностью и производительностью обработки. Все известные пути достижения и особенно повышения точности базируются, главным образом, на сокращении погрешностей обработки за счет потери штучной производительности и увеличения себестоимости.

Кафедра «Технология машиностроения» Московского станкоинструментального института (Мосстанкин), базируясь на результатах ранее выполненных научно-исследовательских работ, еще в конце сороковых годов поставила перед собой задачу найти принципиально новые пути достижения и повышения точности обработки деталей с одновременным увеличением производительности. Изучение действующих технологических систем СПИД и анализ большого количества точечных диаграмм позволил установить причины погрешностей обработки и их удельный вес в общей погрешности обработки. Прежде всего было установлено, что обратная связь, с помощью которой рабочий и наладчик осуществляют управление ходом технологического процесса путем измерения обработанных деталей, обладает тремя основными недостатками:

1) не показывает рабочему и наладчику причин, возникающих на обработанной детали погрешностей, так как они измеряют сумму погрешностей, порождаемых отклонениями различных факторов, действующих в процессе обработки;

2) информация, полученная рабочим и наладчиком путем измерения детали, как правило, значительно запаздывает, что лишает их возможности во время вносить необходимые коррективы в ход технологического процесса с целью получения требуемого качества обрабатываемой в данный момент детали;

3) наличие на ряде станков приборов, непрерывно или периодически изменяющих отклонения размера или формы поверхностей детали в процессе ее обработки, создают, в ряде случаев, возможность непрерывного внесения рабочим поправок в ход технологического процесса; однако это вызывает быстрое утомление рабочего и появление связанных с этим погрешностей.

В результате проведенного исследования была установлена необходимость: нахождения тех факторов, отклонения которых функционально связаны с погрешностями обработки; нахождения и исследования методов и средств непрерывного измерения отклонений этих факторов с целью получения надежной информации; автоматизации процесса непрерывного внесения поправок в ход технологического процесса на основании получаемой информации.

При решении первой задачи было установлено, что в подавляющем большинстве случаев наибольшее влияние на величину погрешности обработки оказывают отклонения припуска и твердости деталей. Поэтому было естественно на первых порах путем измерений отклонений этих величин у каждой поступающей на обработку детали получать информацию, ее перерабатывать, рассчитывать необходимые поправки и автоматически вносить их в размерные цепи технологической системы СПИД. Такая система была разработана и исследована. Она дала возможность существенно повысить точность диаметральных размеров деталей и доказала возможность управления случайно действующими при обычной обработке факторами.

Однако измерения отклонений твердости материала и припуска на обработку деталей до их обработки потребовали создания автоматических измерительных устройств, запоминающего устройства, расчетного и сравнивающего устройств и исполнительного механизма. Сложность таких систем особенно при необходимости непрерывного получения информации об изменениях припуска и твердости по длине каждой детали заставила искать другие пути получения информации.

Было установлено, что изменение силы резания как вектора порождается совместным действием изменений припуска на обработку, твердости материала обрабатываемой детали, степени затупления режущего инструмента, изменением геометрии резания и ряда других факторов. Другими словами изменение силы резания можно рассматривать как интегральный показатель изменения отклонений многих факторов, действующих в процессе обработки. Сила резания представляет собой векторную величину, поэтому возникла необходимость выявления влияния изменения каждой из ее составляющих на порождаемое ими изменение размера

упругого перемещения $A'_д$, являющегося одним из основных слагаемых размера динамической настройки размерной цепи системы СПИД.

Если исходить из общеизвестного понятия жесткости, как способности тела оказывать сопротивление перемещению, вызываемому приложенной силой в направлении ее действия, то необходимо воспользоваться понятием эквивалентной силы. В теоретической механике под эквивалентной силой понимается сила, момент которой равен сумме моментов всех действующих сил. Все составляющие силы резания действуют, например, на резец при токарной обработке, образуя моменты, плечами которых являются расстояния от точки приложения соответствующей составляющей силы резания до мгновенного полюса поворота суппорта, несущего резец.

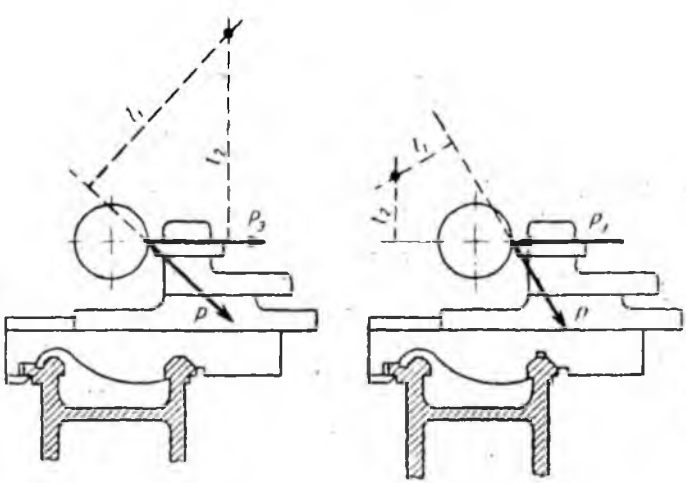
На рис. 4 показана схема замены силы резания P эквивалентной силой при плоском резании, т. е. при отсутствии составляющей P_x. Из схемы видно, что величина эквивалентной силы $P_э$ для случая, приведенного на рис. 4 слева, получается равной

$$P_э l_2 = P l_1 \text{ или } P_э = P \frac{l_1}{l_2}; \qquad (4)$$

а для случая, приведенного на рис. 4 справа, $P_э l_2 = P l_1$ и $P_э = -P \frac{l_1}{l_2}$, где l_1 и l_2 — расстояния (плечи) от линии действия сил до мгновенного полюса поворота.

Из схемы видно, что во втором случае эквивалентная сила изменила знак или, другими словами, изменила направление

Рис. 4. Схема определения эквивалентной силы, действующей на суппорт при плоском резании



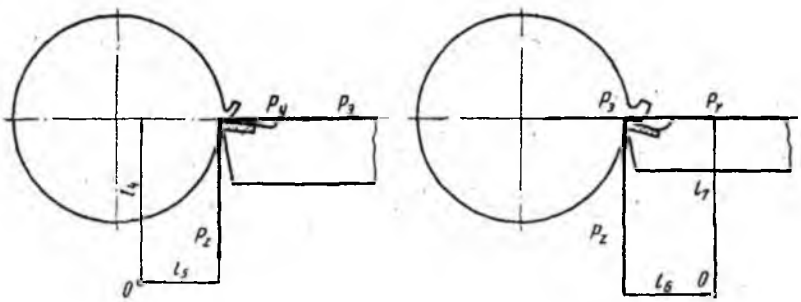


Рис. 5. Схема приведения составляющих P_Z и P_Y силы резания к эквивалентной силе

действия на резец и суппорт. Если в первом случае эквивалентная сила увеличивала размер обрабатываемой детали, то во втором она его уменьшает.

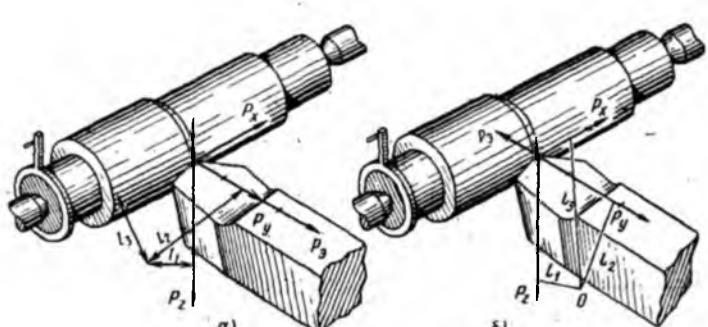
На рис. 5 показана схема приведения двух составляющих P_Z и P_Y силы резания к эквивалентной силе $P_э$. Из рисунка видно, что в зависимости от расположения мгновенного полюса поворота эквивалентная сила будет равна

$$P_э = P_Z \frac{l_5}{l_4} + P_Y \text{ или } P_э = -P_Z \frac{l_6}{l_7} + P_Y.$$

В последнем случае при $-P_Z \frac{l_6}{l_7} > P_Y$ эквивалентная сила $P_э$ меняет направление. Это значит, что размер обрабатываемой детали будет уменьшаться.

На рис. 6 показана схема приведения к эквивалентной силе $P_э$ трех составляющих силы резания P_Z, P_Y и P_X. В первом случае (рис. 6, *а*) эквивалентная сила $P_э = P_Z \frac{l_1}{l_2} + P_Y + P_X \frac{l_3}{l_2}$. Эквивалентная сила $P_э$ увеличивает диаметр обрабатывае-

Рис. 6. Схема приведения к эквивалентной силе трех составляющих силы резания



мой детали. Во втором случае (рис. 6, *б*) эквивалентная сила $P_э = -P_Z \frac{l_1}{l_2} + P_Y + P_X \frac{l_3}{l_2}$. При $-P_Z \frac{l_1}{l_2} > P_X \frac{l_3}{l_2} + P_Y$ эквивалентная сила меняет направление и в результате диаметр обрабатываемой детали уменьшается. В общем случае эквивалентная сила может быть выражена через составляющие силы резания с помощью равенства

$$P_э = P_Z\xi + P_Y\eta + P_X\gamma,$$

где ξ; η; γ — коэффициенты, показывающие влияние каждой из составляющих силы резания на величину эквивалентной силы.

Следует заметить, что под жесткостью $j_с$ системы СПИД следует понимать отношение эквивалентной силы к упругому перемещению $A'_д$ в направлении действия этой силы, т. е. $j_с = \frac{P_э}{A'_д}$.

Выше было указано, что при изменении направления эквивалентной силы $P_э$, т. е. при изменении ее знака, одновременно меняет знак и упругое перемещение. Отсюда следует, что жесткость системы СПИД всегда является величиной положительной, что соответствует общепринятому понятию о жесткости. Та часть общей величины размера динамической настройки $A_д$, которая зависит от упругих перемещений, вызываемых силой резания, определяется из равенства

$$A'_д = \frac{P_э}{j_с} = \frac{P\eta}{j_с}, \qquad (5)$$

где $P_э$ — эквивалентная сила;
$j_с$ — жесткость системы СПИД в выбранном сечении;
η — коэффициент, связывающий силу резания с эквивалентной силой.

Сила резания является функцией ряда факторов, действующих в процессе обработки

$$P = f(v,\ s,\ t,\ HB,\ C_1,\ C_2,\ C_3), \qquad (6)$$

где v — скорость резания;
s — подача;
t — глубина резания;
HB — твердость материала обрабатываемой детали;
C_1 — геометрия резания;
C_2 — состояние режущего инструмента;
C_3 — другие факторы.

Отклонения силы резания, порождаемые изменением каждого из перечисленных выше факторов, во время обработки, алгебраически суммируясь, в каждой данный момент времени вызывают, в свою очередь, отклонения размера динамической настройки $A'_д$ (рис. 7):

$$A'_д \pm \Delta A'_д = \frac{P \pm \sum_{i}^{n} \Delta P_i}{j_с \pm \sum_{l}^{m} \Delta j_l} \qquad (7)$$

или для партии обработанных деталей

$$A'_д + \omega'_д = \frac{P + \omega_P}{j_c + \omega_{jc}},$$

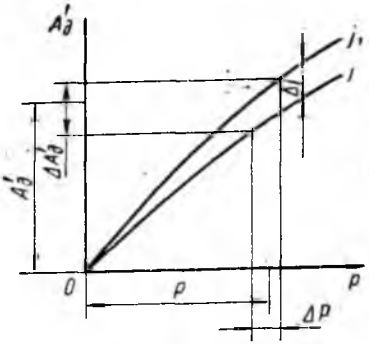


Рис. 7. Изменение размера динамической настройки в зависимости от силы резания

где $\Delta A'_д$ — отклонения размера динамической настройки $A'_д$ в каждый момент времени, возникающие из-за изменения сил резания и жесткости;

ΔP_i — отклонения силы резания P, порождаемые, изменениями i-го фактора;

j_i — жесткость системы СПИД;

Δj_{c_i} — отклонения жесткости системы, порождаемые изменениями i-го фактора;

$\omega'_д$ — поле рассеяния размера динамической настройки $A'_д$;

ω_P — поле рассеяния отклонений силы резания P;

ω_{jc} — поле рассеяния отклонений жесткости системы СПИД;

i — порядковый номер фактора;

n — общее количество факторов, изменения которых влияют на отклонения силы резания P;

m — общее количество факторов, изменения которых влияют на изменение жесткости системы СПИД.

Установив таким образом механизм образования отклонений размера динамической настройки, возникающих в каждый момент времени, необходимо было найти принципиально новый путь сокращения этих отклонений с целью достижения заданной точности и ее повышения.

Возвращаясь к трем этапам достижения точности при обработке можно написать, что размер $A_Δ$, получаемый на детали в результате обработки:

$$A_Δ = A_у + A_с + A_д,$$

где $A_у$ — размер установки;

$A_с$ — размер статической настройки;

$A_д$ — размер динамической настройки.

Если на размере динамической настройки $A_д$ возникает отклонение $\Delta A'_д$, то естественно, что его необходимо при всех прочих равных условиях сократить, для того чтобы деталь имела требуемую точность размера $A_Δ$, тем более, если необходимо увеличить точность. На основе проделанных исследований было разработано два новых принципиально различных пути решения поставленной задачи.

Первый заключается во внесении поправки на величину ΔA_c с обратным знаком в размер статической настройки размерной или кинематической цепи системы СПИД, равную появившемуся, а еще лучше возникающему отклонению $\Delta A'_д$ размера динамической настройки $A'_д$. Внесение поправок в размер статической настройки A_c представляет собой не что иное, как изменение глубины резания

$$A_Δ = A_y + A_c \mp \Delta A_c + A'_д \pm \Delta A'_д,$$

при этом $\Delta A_c = \Delta A'_д$.

Второй путь заключается во внесении поправок на величину $\Delta A'_д$ с обратным знаком в размер динамической настройки $A_д$, т. е.

$$A_Δ = A_y + A_c + A'_д \pm \Delta A_д \mp \Delta A'_д.$$

Величина поправки $\Delta A'_д$ определяется из равенства $\Delta A'_д = \Delta A_д$.

Для использования первого пути внесения поправок в размер статической настройки A_c необходимо непрерывно изменять его величину, т. е. изменять расстояние между режущей кромкой инструмента и базами станка или приспособления, определяющее положение обрабатываемой детали. Изменение расстояния связано с относительным сдвигом шпинделя станка или салазок суппорта, несущих инструмент, относительно базирующих их деталей станка. Известно, что при переходе от состояния покоя к состоянию движения коэффициент трения меняет свою величну и возникают связанные с этим скачки.

Величины поправок обычно малы и поэтому для их внесения в системе СПИД необходимо иметь исполнительный механизм для осуществления плавных малых реверсивных перемещений. В качестве примера на рис. 8 показана блок-схема системы адаптивного управления, предназначенная для внесения поправок в размер статической настройки A_c. Будем эту систему для краткости называть в дальнейшем системой управления размером A_c. Блок-схема состоит из датчика *1*, измеряющего упругое перемещение резца, которое возникает под действием составляющей силы резания P_Z, усилителя *2*, блока сравнения *3*, программного устройства *4* и исполнительного механизма малых перемещений *5*, состоящего из редуктора *6* и двигателя *7*.

Для сокращения влияний скачка верхняя часть суппорта повернута по отношению к оси обрабатываемой детали на 3—5°.

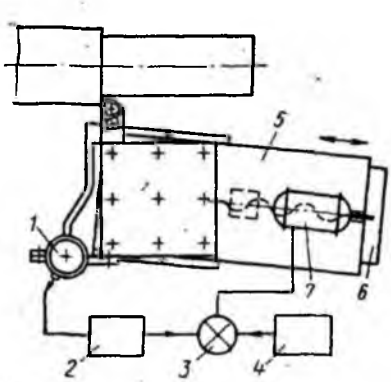


Рис. 8. Блок-схема системы адаптивного управления размеров статической настройки

Вследствие этого значительно повышается точность (до 5 мкм) и плавность малых перемещений в направлении образования размера обрабатываемой детали. Датчик показан на рис. 9. Он представляет собой резцедержатель *1*, к переднему концу которого приварен рычаг *2*. Индуктивный датчик *3*, установленный и закрепленный на конце резцедержателя *1*, измеряет упругие перемещения конца рычага *2*, деформирующегося под давлением изменений составляющей силы резания P_z, действующей на закрепленную на резцедержателе неперетачиваемую трехгранную пластинку из твердого сплава.

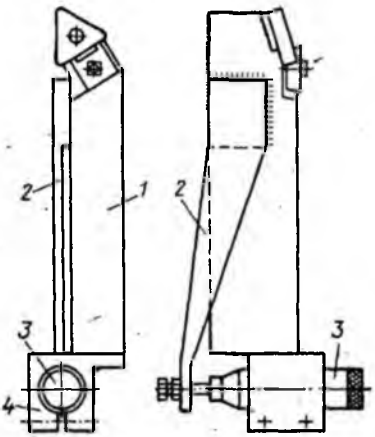


Рис. 9. Схема динамометрического узла

Система адаптивного управления размером A_c работает следующим образом. С помощью программного устройства *4* (см. рис. 8) дискретно или в виде непрерывного изменения по программе задается величина размера динамической настройки $A_д$. Датчик, настроенный на эту величину, измеряет отклонения $\Delta A_д$ размера динамической настройки $A_д$ и, усиливая сигнал, подает его в сравнивающее устройство. В сравнивающем устройстве происходит сопоставление измеренной величины с заданной, отрабатывается знак рассогласования и отработанный сигнал подается на электродвигатель, который через редуктор *6* перемещает верхние салазки суппорта до тех пор, пока не будет ликвидировано рассогласование между заданной и измеренной величиной $A_д$.

Как показали исследования, основными преимуществами системы адаптивного управления (САУ) размером A_c являются:

1) повышение точности обработки размера партии деталей от 2 до 5 раз по сравнению с обычной обработкой;

2) обеспечение тех же показателей шероховатости поверхности, что и при обычной обработке;

3) снижение уровня вибрации;

4) увеличение штучной производительности обработки на данном станке за счет возможного сокращения числа проходов;

5) увеличение штучной производительности на последующем станке за счет сокращения отклонений припуска на обработку у поступающих деталей;

6) небольшая стоимость САУ из-за ее простоты;

7) возможность получения перечисленных выше преимуществ при модернизации действующих станков, не имеющих бесступенчатого изменения рабочих подач.

Система адаптивного управления имеет все недостатки, которыми обладают станки для обычной обработки, т. е. неравномерная нагрузка на систему СПИД вследствие отклонений припуска, твердости материала обрабатываемых деталей, возможная поломка системы СПИД из-за случайных перегрузок и т. д.

Использование второго пути внесения поправок в размер динамической настройки $A'_д$ сводится к стабилизации самого размера $A'_д$, т. е. к сохранению его величины, заданной дискретно или по программе.

Для этого можно использовать три способа: 1) стабилизировать эквивалентную силу $P_э$ при постоянстве жесткости $j_с$ систем СПИД; 2) управлять эквивалентной силой $P_э$ при отклонениях жесткости системы СПИД для сохранения постоянства отношения эквивалентной силы $P_э$ к жесткости $j_с$;

3) управлять жесткостью системы СПИД при отклонениях эквивалентной силы $P_э$ для сохранения постоянства их отношения.

Стабилизировать эквивалентную силу $P_э$ можно за счет управления одним или одновременно несколькими факторами, изменение которых оказывает влияние на ее величину, как это следует из функциональной зависимости (6). Наибольшей эффективностью отличается управление силой резания путем изменения рабочей подачи s. Подача увеличивается, если сила резания уменьшается и, наоборот, с увеличением силы резания подача уменьшается до нуля при приближении аварийной ситуации. Для управления САУ подачей в системе СПИД необходимо иметь исполнительный механизм бесступенчатого плавного изменения подачи. Основными преимуществами рассматриваемого САУ являются следующие.

1) Достигается более высокая по сравнению с обычной точность обработки (в 2—5 раз и более).

2) Обработка каждой детали партии и ее отдельных поверхностей осуществляется с наиболее выгодной подачей и тем самым с наименьшим машинным временем, т. е. с наибольшей производительностью, допускаемой технологической системой СПИД.

3) В ряде случаев сокращается количество проходов и тем самым повышается производительность системы СПИД.

4. Обработка деталей партии ведется с постоянной нагрузкой системы СПИД, что обеспечивает повышение размерной стойкости режущего инструмента; исключает поломки режущего инструмента и тем уменьшает расходы на инструмент; сокращает неравномерный износ системы СПИД и тем самым расходы на ремонт и эксплуатацию оборудования.

5. Работа становится безопасной, и тем самым повышается производительность труда рабочего и наладчика за счет увеличения возможностей многостаночного обслуживания.

6. Появляется возможность вести обработку на повышенных режимах, допускаемых системой СПИД.

7. Сокращается количество подналадок и смен инструмента и, следовательно, добавочно увеличивается штучная производительность.

8. Упрощается разработка программ для станков с программным управлением и сокращаются расходы и время на программирование.

9. Увеличивается производительность обработки деталей на последующей системе СПИД за счет меньших отклонений припуска на обработку.

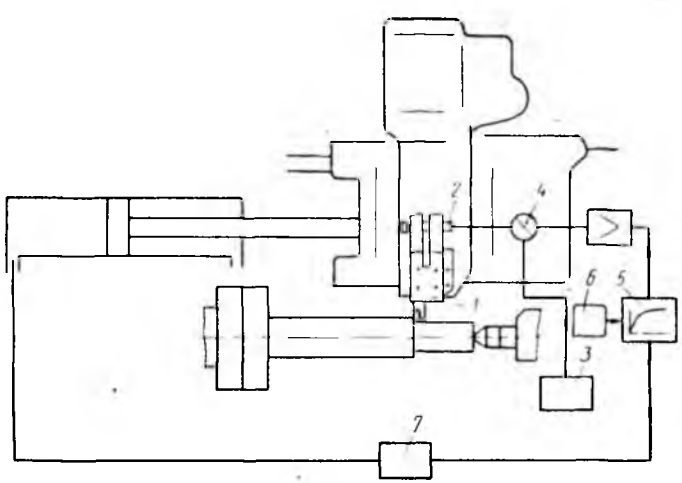
Недостатки этого способа САУ следующие.

1. Возникают отклонения шероховатости поверхности в пределах одного иногда двух классов чистоты по сравнению с обычной обработкой с «постоянной» подачей.

2. Появляется необходимость в исполнительном механизме бесступенчатого реверсивного плавного изменения подачи, что несколько удорожает станки, особенно действующего парка, подвергающегося модернизации по сравнению с САУ управления размером статической настройки.

В качестве примера на рис. 10 показана блок-схема гидрокопировального токарного полуавтомата. Сила резания, как вектор, измеряется динамометрическим резцедержателем *1*, на котором размещен индуктивный датчик *2*, преобразующий упругие деформации в электрический импульс, пропорциональный размеру динамической настройки $A_д$. Программное устройство *3* служит для задания дискретных или изменяющихся по выбранному закону величин размера динамической настройки $A_д$. Электрические импульсы, поступающие от динамометрического и программного устройства, сравниваются в сравнивающем устройстве *4*,

Рис. 10. Блок-схема системы адаптивного управления размером динамической настройки



где отрабатывается знак рассогласования, и электрический сигнал, пройдя через усилитель и ограничитель наибольшей подачи *5*, задаваемой задатчиком *6*, поступает на электромеханический преобразователь золотника *7*. Последний изменяет величину рабочей продольной подачи суппорта до устранения рассогласования полученного размера $A'_д$ с заданным.

Стабилизировать эквивалентную силу можно также путем управления скоростью резания, однако этот способ связан с необходимостью изменения скорости резания в широких пределах, что, в свою очередь, оказывает существенное влияние на размерную стойкость режущего инструмента. Оказалось целесообразнее использовать изменения скорости резания для управления размерной стойкостью каждого экземпляра режущего инструмента. Стабилизировать эквивалентную силу можно также, изменяя геометрию резания. Как показали проведенные исследования, поворачивая, например, токарный резец вокруг оси, проходящей через его вершину перпендикулярно к обработанной поверхности, можно стабилизировать эквивалентную силу, а тем самым и повысить точность обрабатываемых деталей до трех раз. При повороте резца изменяются передний угол γ, задний угол α, углы в плане φ и φ_1, угол наклона главной режущей кромки и т. д.

На рис. 11 показана блок-схема САУ изменением геометрии резания. С помощью датчика *1* измерялись упругие перемещения пиноли задней бабки токарного станка, функционально связанные с размером динамической настройки $A'_д$. Так как реакция на пиноли изменяется в зависимости от координаты приложения силы резания, в сравнивающее устройство *3* подается изменяющаяся величина опорного напряжения с перерасчитывающего ее устройства *4*, в которое непрерывно подается поправка от потенциометра *5*, получающего вращение от ходового валика через редуктор и кулачковый механизм. Задатчик *6* служит для задания напряжения, пропорционального величине размера динамической настройки $A'_д$. Сигнал рассогласования, пройдя усилитель, поступает на электродвигатель *7*, поворачивающий резец в ту или иную сторону до тех пор, пока не будет уничтожено рассогласование. Рассмотренный способ стабилизации эквивалентной силы позволяет повысить точность размера, улучшить качество поверхности. Поскольку обработка ведется с постоянной подачей, то сохраняется переменная нагрузка на систему СПИД со всеми вытекающими отсюда последствиями.

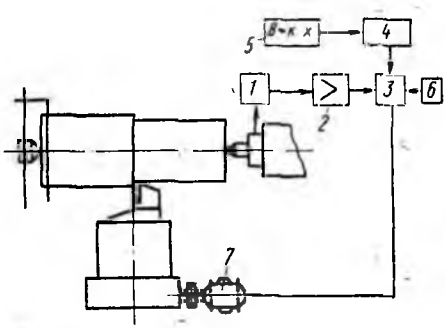


Рис. 11. Блок-схема САУ изменения геометрии резания

Стабилизировать эквивалентную силу можно изменением геометрии режущего инструмента во время обработки, при этом получается тот же эффект, что и при стабилизации геометрии резания. В последнее время стали появляться инструменты с изменяющейся геометрией. Стабилизировать размер динамической настройки $A'_д$ можно также путем управления жесткостью системы СПИД [см. равенство (5)]. Размер динамической настройки $A_д$ является замыкающим звеном размерной цепи, в которую деталь включается в процессе обработки. Следовательно, для стабилизации размера $A'_д$ можно воспользоваться изменением жесткости любого звена размерной цепи.

В качестве примера на рис. 12 показан специальный резцедержатель, позволяющий изменять жесткость системы СПИД. Резец *1* с твердосплавной пластинкой может свободно перемещаться на шариковых опорах в резцедержателе. Своим концом резец упирается в плоскую пружину *2*, жесткость которой меняется в зависимости от расстояния между подвижными опорами. Это расстояние изменяется путем вращения винта *3* с правой и левой нарезкой от электродвигателя *4*. Датчик *5* удлиненным концом сердечника, упираясь в плоскую пружину, измеряет ее деформации, связанные с жесткостью. В момент увеличения эквивалентной силы под действием возрастающего припуска или твердости материала детали или того и другого одновременно датчик дает электрический сигнал в сравнивающее устройство. После сравнения с заданной величиной $A_д$ и отработки сигнала рассогласования усиленный сигнал подается на электродвигатель, увеличивающий жесткость плоской пружины, а тем самым и жесткость системы СПИД, путем сближения опор до тех пор, пока рассогласование не будет уничтожено. При уменьшении величины припуска расстояние между опорами увеличивается до уничтожения рассогласования.

Управление жесткостью системы может осуществляться также путем упругих деформаций отдельных деталей целых узлов системы СПИД или системы в целом. На рис. 13 схематически показано управление упругими деформациями шпиндельной головки *1* вертикально-фрезерного станка, к которой прикладывается сила с помощью гидравлических домкратов *2*. В ряде случаев упругие деформации системы СПИД создаются с помощью специальных устройств, поворачивающих узлы или детали в пределах упругих деформаций для обеспечения требуемой точности относительных поворотов поверхностей обрабатываемых деталей. Управление жесткостью системы СПИД позволяет повысить точность обработки, сохранив все остальные особенности обычной обработки, т. е. переменную нагрузку, постоянную шероховатость поверхности и т. д. Повышение точности позволяет, в ряде случаев, сократить количество проходов и тем самым увеличить производительность обработки на данной и последующей операциях.

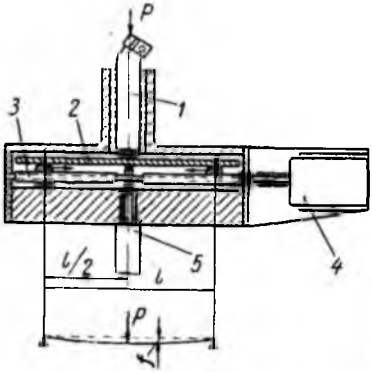


Рис. 12. Резцедержатель для управления жесткостью системы СПИД

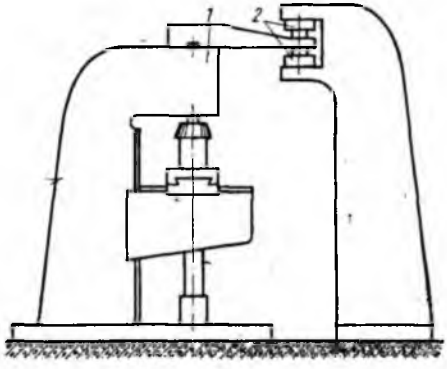


Рис. 13. Схема управления упругими деформациями головки шпинделя вертикально-фрезерного станка

В зависимости от поставленной задачи выбирается тот или иной способ достижения и увеличения точности и производительности обработки. Выше указывалось на возможность одновременного использования в ряде случаев нескольких из рассмотренных выше способов. Например, САУ с использованием одновременного управления размером статической A_c с динамической $A_д^{'}$ настройки позволили расширить возможности технологических систем СПИД с точки зрения повышения точности и производительности обработки. Так, при обработке деталей на вертикально-фрезерном станке МFP320 Чепельского завода поле рассеяния $\omega_т$ размеров сократилось до 10 мкм (при обработке без САУ $\omega_т = 30$ мкм), т. е. в 3 раза, при этом средняя величина подачи s со 106 мм/мин повысилась до 133 мм/мин, за счет чего машинное время сократилось на 26%. В качестве другого примера в табл. 1 приведены результаты исследования обработки стальных ступенчатых валиков на гидрокопировальном полуавтомате 1722. Из таблицы видно, что при одновременном использовании САУ размерами статической A_c и динамической $A_д^{'}$ настройки поле рассеяния сократилось в 5 раз при одновременном увеличении производительности на 155%.

Естественно, что в ряде случаев можно использовать и другие, рассмотренные выше, способы управления размером $A_д^{'}$ с одновременным управлением и размером A_c. Выше были рассмотрены основные факторы, отклонения которых порождают погрешности обрабатываемых деталей, и факторы, изменением которых можно управлять упругими перемещениями в размерных цепях системы СПИД с целью достижения и повышения точности и производительности обработки.

Как показали исследования, явления, аналогичные явлениям в размерных цепях, происходят и в кинематических цепях системы СПИД, в результате которых возникают погрешности обра-

Таблица 1

Система управления	Поле рассеяния размера ω_T в результате совместного действия случайных факторов в мм	Производительность в %
Размером динамической настройки $A_д$	0,025	130
Размером статической настройки A_c	0,02	125
Двухконтурная	0,02	155
Без управления	0,1	100

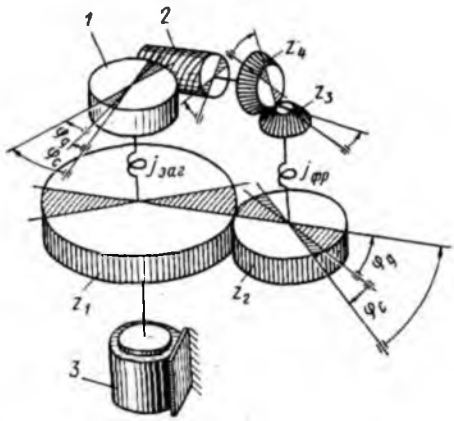


Рис. 14. Схема возникновения отклонений передаточного отношения в кинематической цепи зубофрезерного станка:

1 — заготовка; *2* — фреза; *3* — двигатель

батываемых деталей. Так, например, при нарезании зубчатых колес на зубофрезерных станках вследствие наличия эксцентриситетов зубчатых и червячных колес, червяков, шеек валиков, шарикоподшипников и других деталей, составляющих кинематическую цепь, связывающую нарезаемое зубчатое колесо с червячной фрезой, возникают отклонения передаточного отношения (размера статической настройки φ_c), установленного при настройке кинематической цепи без рабочих нагрузок (рис. 14). Причиной отклонений являются различные величины эксцентриситетов, которыми в каждый данный момент включаются детали, составляющие кинематическую цепь, из-за различия передаточных отношений пар, находящихся в зацеплении.

Отклонения передаточного отношения еще больше возрастают с момента возникновения рабочих нагрузок (натяга — размера динамической настройки $\varphi_д$) и их колебаний из-за отклонений ряда факторов, действующих в процессе обработки (отклонения физико-механических свойств материала заготовок, погрешностей заготовок, погрешностей установки заготовки и фрезы, степени затупления фрезы и ряда других). Отклонения рабочих нагрузок порождают отклонения размера динамической настройки $\varphi_д$ (передаточного отношения) из-за упругих крутильных и контактных деформаций деталей кинематической цепи (особенно валиков), которые, в свою очередь, порождают погрешности нарезаемого зубчатого колеса.

Для сокращения погрешностей, возникающих в кинематических цепях системы СПИД, можно использовать все ранее рассмотренные системы адаптивного управления. Так, например,

путем реверсирования малых осевых перемещений червяка, сообщающего вращательное движение столу станка с установленным на нем нарезаемым колесом, можно автоматически и непрерывно вносить поправки в первоначальное передаточное отношение (размер статической настройки φ_c) для компенсации его погрешностей, возникающих из-за изменений размера динамической настройки $\varphi_д$. Величина вносимых поправок должна быть равна погрешности размера динамической настройки и иметь обратный знак.

Для реверсивных малых осевых перемещений червяка необходимо иметь специальный исполнительный механизм, получающий усиленные электрические импульсы от сравнивающего устройства системы адаптивного управления.

Для сокращения погрешностей, возникающих в кинематических цепях системы СПИД, можно использовать также систему адаптивного управления размером динамической настройки $\varphi_д$. Стабилизировать размер динамической настройки $\varphi_д$ кинематической цепи можно, как это выше было рассмотрено, за счет сохранения крутящего момента, действующего во время обработки. Это может быть достигнуто путем изменения рабочей подачи. В тех случаях, когда изменение величины рабочей подачи вызывает опасное увеличение нагрузки на зуб фрезы или большую шероховатость обрабатываемой поверхности, одновременно с возрастанием рабочей подачи повышается и скорость резания. Управляя размером динамической настройки $\varphi_д$ кинематической цепи системы СПИД, одновременно с повышением точности достигается и увеличение производительности обработки. Это дало наиболее эффективные результаты при нарезке косозубых зубчатых колес, при которой момент резания в период врезания непрерывно возрастает, а в период выхода фрезы убывает до величины момента холостого хода. Следовательно, обработка с увеличенной подачей в момент начала обработки (и надлежащей скоростью резания) и постоянно убывающей до величины, установленной для периода установившегося резания, а затем с постепенно возрастающей подачей до первоначальной величины, позволяет сократить машинное время в среднем до 30%. Стабилизация размера динамической настройки $\varphi_д$ позволяет при этом повысить точность обработки на один класс и увеличить размерную стойкость фрез до 30%. Управлять размером динамической настройки $\varphi_д$ кинематической цепи можно также и путем изменения жесткости или упругого закручивания ее звеньев.

В качестве примера на рис. 15 показана схема изменения толщины снимаемого слоя материала в одной из плоскостей в процессе нарезания зубчатого колеса в период врезания, установившегося резания и выхода червячной фрезы. На рисунке видно, что изменения в связи с этим силы резания и создаваемого ею крутящего момента вызывают отклонения передаточного отношения (угла упругого закручивания) кинематической цепи, по-

рождающего погрешности нарезаемого зубчатого колеса. Из схемы видно, что крутящий момент, остающийся более или менее постоянным в период установившегося резания, уменьшается до величины холостого хода в период выхода фрезы. При обычном нарезании зубчатых колес, особенно косозубых, в этот период возникают погрешность отклонения боковых поверхностей зубьев от параллельности оси центрального отверстия и ряд других погрешностей нарезаемого зубчатого колеса.

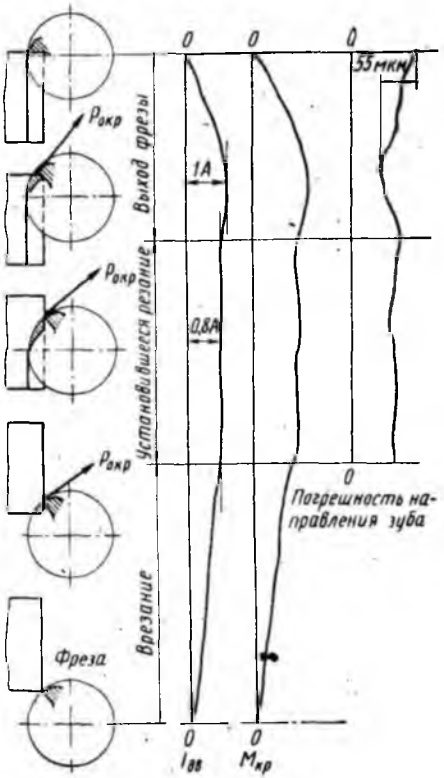


Рис. 15. Схема изменения величины сечения снимаемого слоя материала при зубофрезеровании и схема образования погрешности нарезаемого зубчатого колеса

Сокращение рассматриваемой погрешности было достигнуто путем изменения крутильной жесткости кинематической цепи с помощью двух электротормозных реверсивных устройств, воздействующих на шпиндель фрезы и стол зубофрезерного станка. Система адаптивного управления работает следующим образом. При получении информации о начале уменьшения момента резания электротормозное устройство начинает постепенно увеличивать тормозной момент с таким расчетом, чтобы сохранить величину заданного крутящего момента постоянной в течение всего периода профилирования зубьев. В результате погрешности отклонения от параллельности поверхностей зубьев оси центрального отверстия сократилась с 53—76 мкм на длине зуба 55 мм до 10—20 мкм, т. е. в 4—6 раз; повысилась чистота поверхностей и отклонения поверхностей от эвольвенты сократились с 30—40 до 20—27 мкм. Следует заметить, что величиной тормозных моментов можно управлять по заданной программе (т. е. изменением крутильной жесткости кинематической цепи) для получения требуемой формы нарезаемых зубьев.

Управлять крутильной жесткостью можно, используя информацию от различных источников. В рассмотренном примере информацию получали путем измерения мощности двигателя зубофрезерного станка. Ниже будет показано устройство, измеря-

ющее отклонения передаточного отношения между фрезой и нарезаемым зубчатым колесом, используемое в качестве датчика.

Наряду с выбором регулируемой величины для управления размерами статической и динамической настройки системы СПИД необходимо также выбрать источник получения информации о величине упругих перемещений. Идеальным источником информации было бы непосредственное измерение величины размера детали в момент его образования в процессе обработки. Так, при обработке деталей в центрах таким размером является расстояние между острием резца и осью вращения детали. Пока нет способа и средств получения такой информации.

Следующим источником информации является измерение размера детали, получаемого после обработки. Естественно, что чем ближе к зоне образования размера детали производится измерение, тем достовернее и надежнее информация. Такие методы и средства получения информации разработаны и используются при токарной и шлифовальной обработке деталей в центрах. В качестве примера на рис. 16 показано измерение диаметрального размера на круглошлифовальном станке.

Существенным недостатком таких методов и средств получения информации является трудность встраивания измерительных средств непосредственно в зону обработки как из-за ограниченности места, так, особенно, из-за образования стружки, появления пыли и грязи, а также наличия охлаждающей жидкости.

Исследования показали, что чем дальше от зоны образования размера детали располагается источник информации, тем при всех прочих равных условиях информация попадает в САУ с большим опозданием. Поэтому во многих случаях приходится использовать косвенные методы измерения, позволяющие с той или иной степенью приближения судить об изменениях размера детали, получаемого в процессе обработки. Одним из таких методов является измерение упругих деформаций динамометрического устройства (рис. 17), несущего резец. Левая часть *1* устройства, несущая резец *2*, может упруго поворачиваться относительно расчетной точки *0* под влиянием трех составляющих P_Z, P_Y, P_X силы резания. Благодаря различной длине плеч l_{YZ}, l_X удельное влияние изменений каждой из составляющих силы резания приводит к перемещению регулируемого упора *3*. Величина перемещения измеряется индуктивным датчиком *4*, передающим информацию в сравнивающее устройство. Динамометрическое устройство рассчитывают таким образом (величина плеч, жесткость и соответствующие повороты плеч), чтобы в определенном диапазоне изменения силы резания, как вектора, отражать реакцию (упругие перемещения) системы СПИД на эти изменения.

В тех случаях, когда изменения силы резания по направлению малы или когда их влиянием на точность обрабатываемых деталей можно пренебречь, для получения информации можно восполь-

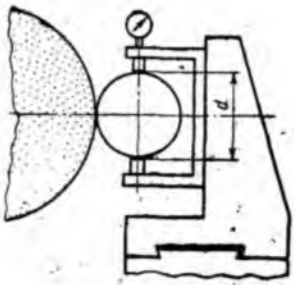


Рис. 16. Схема измерения диаметрального размера в процессе шлифования

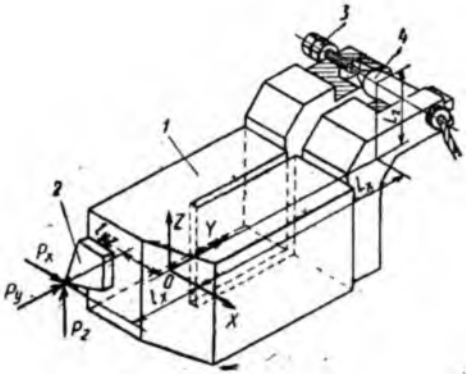


Рис. 17. Схема динамометрического резцедержателя, однозначно измеряющего силу резания по величине и направлению

зоваться измерением деформаций, определяемых в направлении одной из координатных осей Z, Y, X, или измерением одной из составляющих силы резания. Примером может служить резцедержатель, приведенный на рис. 9.

Об отклонениях размера детали, получаемого в процессе обработки, можно судить путем измерения отклонений крутящего момента на шпинделе станка, поскольку его величина $M = P_Z r$, где r — радиус детали, получаемый в процессе ее обработки. Для измерения крутящего момента в шпиндель встраивают различного рода динамометры или измеряют угол закручивания самого шпинделя. Эффективная мощность, затрачиваемая на съем стружки в процессе обработки,

$$N_{эф} = \frac{P_Z \cdot v}{60 \cdot 102} \text{ [кВт]},$$

где P_Z — составляющая сила резания;
v — скорость резания,

или

$$N_{эф} = kP_Z,$$

где

$$k = \frac{v}{60 \cdot 102}.$$

Из равенства следует, что по отклонениям мощности можно судить об отклонениях размера детали, получаемого в процессе обработки.

Поскольку

$$N_{эф} = \sqrt{3}\, u_л I_л \cos\varphi \cdot \eta \cdot 10^{-3} \text{ [кВт]},$$

где $u_л$ — линейное напряжение;
$I_л$ — сила тока главного двигателя;
η — коэффициент полезного действия электродвигателя и механической подачи,

то после подстановки и преобразования получаем

$$P_Z = \frac{60 \cdot 102 \cdot \sqrt{3}}{10^3 \cdot v} u_л I_л \cos\varphi \cdot \eta.$$

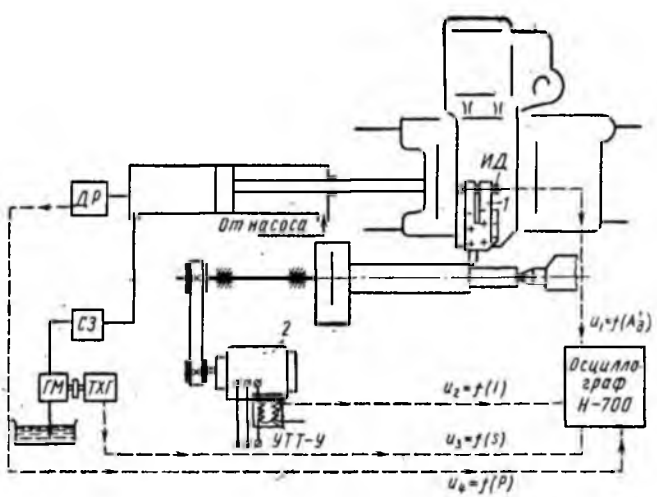
Если пренебречь колебаниями $u_л$; $\cos\varphi$; η и v, то с некоторым приближением можно считать, что

$$P_Z = mI_л.$$

Поскольку отклонения ΔR размера детали, получаемого в процессе обработки, функционально связаны с P_z, т. е. $\Delta R = f(P_Z)$, то, получая информацию об изменениях силы тока $I_л$, можно управлять системой СПИД для достижения заданной точности или ее увеличения.

Каждый источник информации обладает рядом преимуществ и недостатков, оказывающих различное влияние на точность, производительность обработки и другие технико-экономические показатели результатов обработки деталей. Это хорошо видно из результатов исследования, проведенного на токарном гидрокопировальном полуавтомате 1722, оборудованном САУ с различными источниками получения информации. Одним из источников был динамометрический держатель *1* (рис. 18) с индуктивным датчиком *ИД*, информация от которого использовалась САУ для управления рабочей подачей. Вторым источником информации служил трансформатор тока УТТ-У, включенный в одну из фаз двигателя главного движения *2*. Регулируемой величиной была рабочая подача, изменяемая, как и в первом случае, с помощью следящего золотника *СЗ* с электроуправлением. Третьим

Рис. 18. Блок-схема САУ токарного гидрокопировального полуавтомата с различными источниками получения информации



источником информации являлось изменение давления масла в полостях гидроцилиндра продольных перемещений суппорта. Заготовки из стали 45 обрабатывали по копиру резцом с трехгранной твердосплавной пластинкой Т15К6. Скорость резания $v_{ср} = 90$ м/мин. Фактическая величина подачи измерялась с помощью тахогенератора *ТХГ* и вспомогательного гидромотора *ГМ*, установленного на сливе. Электрический сигнал со всех датчиков записывался на ленте осциллографа Н-700 в процессе обработки деталей. При обработке деталей каждой партии без управления САУ использовали поочередно каждый из источников информации. Данные осциллограмм отклонения размеров обработанных деталей, машинного времени и другие сведены в табл. 2. Для сравнения в табл. 2 приведены данные, полученные при обработке партии деталей без САУ. Анализ данных таблицы показывает, что наиболее высокая точность обработки деталей ($\omega_т = 0{,}035$ мм) достигнута при получении информации от динамометрического резцедержателя, измеряющего изменения силы резания в зоне резания. Наименьшая точность ($\omega_т = 0{,}063$ мм) — при получении информации от изменения давления в гидроцилиндре рабочей подачи. Объясняется это запаздыванием САУ от момента скачкообразного изменения нагрузки. По сравнению с точностью ($\omega_т = 0{,}12$ мм), полученной на деталях, обработанных без САУ, точность при обработке с САУ возрастает в 3,44 раза при информации от динамометрического держателя, в 2,7 раза при информации по току и в 1,9 раза при информации от изменения давле-

Таблица 2

Вид САУ	Запаздывание			Величина мгновенного поля рассеяния размера $\omega_т$		$T_{маш}$		s в мм/об
	сигнала датчика в с	САУ в с	в %	в мм	в %	в с	в %	
Без САУ	—	—	—	0,12	100	54,5	100	0,2
С информацией от динамометрической державки	0,04—0,05	0,143	100	0,035	28	33,8	62	0,18—0,64
С информацией по току двигателя главного привода	0,08—0,14	0,190	133	0,045	37,5	31,38	58,5	0,21—0,73
С информацией по изменению давления в цилиндре подачи	0,01—0,02	0,22	154	0,063	52	29,5	54,1	0,2—0,73

ния в гидроцилиндре. Таким образом, САУ дает существенное увеличение точности размера партии обработанных деталей. Наибольшее сокращение машинного времени (в 1,84 раза) дала САУ с информации от изменения давления в гидроцилиндре по сравнению с обычной обработкой, наименьшее (в 1,7 раза) — САУ с информацией, полученной от динамометрического держателя.

Исследования показали, что источники информации при разработке САУ надлежит выбирать в зависимости от поставленной задачи. При всех прочих равных условиях быстрее срабатывает и дает большую точность САУ с информацией, получаемой из зоны резания.

Выше были рассмотрены основные причины образования погрешностей размера партии деталей и новые пути их сокращения. Теперь необходимо рассмотреть основные причины образования погрешностей относительных поворотов и формы поверхностей деталей. Рассмотрим в начале обработку валика, установленного в центрах токарного станка. Передний центр рифленый, поскольку он выполняет и роль поводка.

Из схемы рис. 19 видно, что текущая величина размера динамической настройки $A'_д$, порождаемая упругими перемещениями системы СПИД, определяется из равенства

$$A'_д = y_1 + y_2 + y_3 + y_4,$$

где y_1 — величина упругого перемещения оси вращения обрабатываемой детали вследствие податливости переднего ($y_п$) и заднего ($y_з$) центров станка;

y_2 — упругое перемещение оси вращения детали вследствие ее собственной деформации под влиянием перемещающейся силы резания и переменной жесткости;

y_3 — упругое перемещение резца вследствие податливости суппорта;

y_4 — деформация резца вследствие его податливости.

Из схемы рис. 19, *б* видно, что

$$y_1 = аб + бв = y_п + бв.$$

Из подобия треугольников *Обв* и *Огд* $бв = \frac{x}{L}(y_з - y_п)$, тогда

$$y_1 = y_п + \frac{x}{L}(y_з - y_п) = \left(1 - \frac{x}{L}\right) y_п + \frac{x}{L} y_з.$$

Реакции центров соответственно равны

$$R_п = P_э\left(1 - \frac{x}{L}\right); \quad R_з = P_э \frac{x}{L}.$$

Величина упругих перемещений переднего $y_п$ и заднего $y_з$ центров соответственно равна

$$y_п = \frac{R_п}{j_п}; \quad y_з = \frac{R_з}{j_з}.$$

После подстановки получаем

$$y_1 = \left(1 - \frac{x}{L}\right)^2 \frac{P_э}{j_п} + \left(\frac{x}{L}\right)^2 \frac{P_э}{j_э}; \quad (8)$$

Это равенство после замены $\frac{P_э}{j_п} = y_п$ и $\frac{P_э}{j_э} = y_э$ и некоторых преобразований приводится к виду

$$y_1 = \frac{y_п + y_э}{L^2}\left(x - L\frac{y_п}{y_п + y_э}\right) \times \times \frac{y_п y_э}{y_п + y_э},$$

представляющему уравнение параболы с вершиной, находящейся в точке с координатами:

$$\lambda = L\frac{y_п}{y_п + y_э} \text{ и } \mu = \frac{y_п y_э}{y_п + y_э};$$

Из изложенного следует, **что ось обрабатываемой детали вследствие податливости центров станка поворачивается, огибая параболическую кривую, описываемую уравнением (8).**

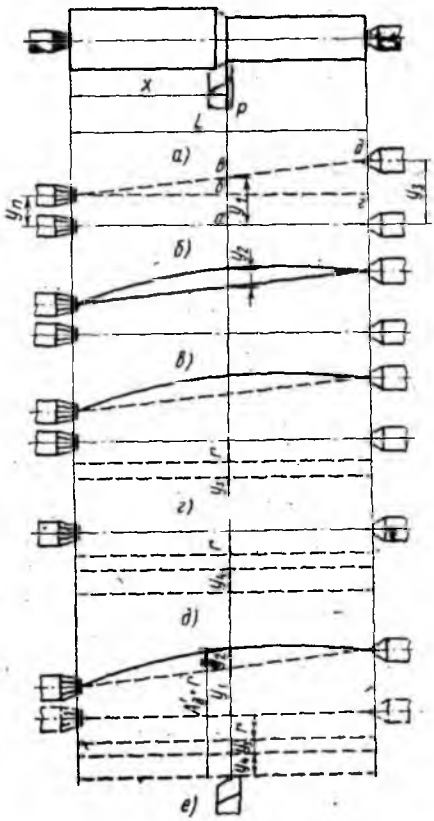


Рис. 19. Схема образования погрешности детали, обрабатываемой в центрах

При жесткой детали, когда величина упругой деформации самой детали мала и ею можно пренебречь, у детали получается параболическая образующая. Иначе говоря, при обработке жестких деталей в центрах нельзя получить у них цилиндрической поверхности правильной формы.

При обработке деталей в центрах с использованием одностороннего поводка обрабатываемая деталь получает добавочные упругие перемещения в плоскости, перпендикулярной оси. Эквивалентная сила $P_э$ (рис. 20), действующая на деталь, увеличивается или уменьшается за один оборот детали на величину проекции силы $P_п$, передаваемой односторонним поводком:

$$P_{пY} = \frac{P_{Zr}}{\rho}\cos\alpha\frac{l_1}{x}; \quad (9)$$

Учтя изложенное и используя равенство (9), вместо эквивалентной силы следует подставлять величину

$$P'_э = P_э \pm \frac{P_{Zr}}{\rho}\cos\alpha\frac{l_1}{x};$$

где r — радиус обрабатываемой поверхности детали;
ρ — радиус расположения пальца *3* поводкового патрона;
α — угол поворота поводка относительно плоскости, перпендикулярной к плоскости расположения резца;
l_1 — расстояние от точки опоры детали на переднем центре до плоскости, в которой расположен поводок.

Изменение величины эквивалентной силы вызывает погрешности формы поперечных сечений обрабатываемой детали. Эти погрешности больше в сечениях детали, расположенных ближе к поводку, и уменьшаются по мере удаления сечений к заднему центру.

Одной из основных причин образования погрешности формы детали в продольном сечении является собственно прогиб детали, возникающий под действием силы резания или эквивалентной силы. Если пренебречь защемлением детали в центрах, то величина прогиба детали

$$y_д = \frac{P_э x^2 (L-x)^2}{3EJL}.$$

При обработке деталей в центрах со значительной силой поджима задним центром приходится учитывать влияние защемления детали в центрах, а в ряде случаев и дополнительный прогиб, порождаемый осевой силой заднего центра (особенно при недостаточно жестких деталях). Упругое перемещение резца $y_з$ возникает вследствие податливости суппорта под влиянием силы резания и ее отклонений. При обычной обработке $y_з$ изменяется в довольно широких пределах. При этом упругое перемещение происходит как за счет «раскрытия» стыков между деталями, так и за счет их относительных поворотов деталей в пространстве. Аналогичная картина имеет место и в других технологических системах, где режущий инструмент под влиянием силы резания и ее отклонений упруго перемещается и поворачивается в пространстве за счет контактной и собственной деформаций деталей узла, несущего шпиндель с инструментом, а также за счет зазоров в стыках и опорах самого шпинделя. К этому нередко добавляются перемещения, порождаемые упругими и контактными деформациями шпинделя, несущего инструмента, при изменении величины вылета консоли и рядом других причин.

Причинами деформаций $y_з$ резца так же, как и других видов инструмента, являются силы резания и ее отклонения.

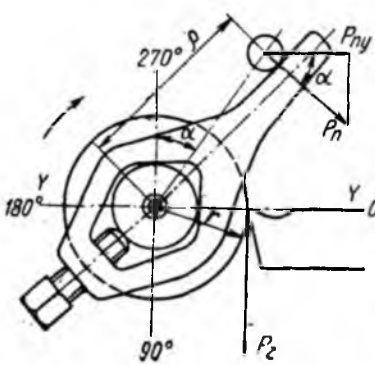


Рис. 20. Влияние одностороннего поводка на изменение эквивалентной силы

Наряду с рассмотренными упругими перемещениями, порождаемыми совместным действием случайных факторов, на образование погрешности поворота и формы поверхностей обрабатываемых деталей действует также ряд систематических факторов. К ним относятся прежде всего состояние станка и особенно состояние различного рода направляющих. Так, например, износ направляющих станины токарных, расточных и ряда других станков оказывает существенное влияние на форму обрабатываемых поверхностей деталей. Это же относится и к направляющим кареток, столов и других деталей станка (например, вертикально-фрезерных, расточных и т. д.), отклонения формы которых от прямолинейности копируются непосредственно или через передаточные отношения на форму обрабатываемых поверхностей. Отклонения от перпендикулярности направляющих кареток, стола, шпиндельных бабок к станине и т. д. также являются причинами погрешностей поворота поверхностей обрабатываемых деталей относительно их технологических баз. Для достижения заданной и повышения точности формы поверхностей детали могут использоваться все рассмотренные выше пути для создания и использования системы адаптивного управления.

Принципиальное отличие таких САУ от САУ, используемых для повышения точности размеров деталей, заключается в необходимости получения дополнительной информации для управления формой поверхностей. Для достижения и повышения точности формы деталей типа тел вращения, как показали исследования, необходимо получать непрерывную или в ряде случаев дискретную информацию в течение всего времени образования детали в одном из ее осевых сечений. Получаемая информация сопоставляется с задаваемой программой (в виде копира или другого вида задатчика) и по выданному из сравнивающего устройства сигналу вносятся поправки с помощью исполнительного механизма.

В качестве примера на рис. 21 показана блок-схема САУ многорезцовой обработки ступенчатого валика. Из схемы видно, что два датчика *1* и *2* непрерывно выдают информацию об упругих перемещениях переднего и заднего центров станка, используя которые, САУ преобразует их в две величины: в размер динамической настройки $A_д$ на острие первого резца и в угол поворота θ оси вращения обрабатываемой детали. Датчик *3* непрерывно показывает угол поворота верхней части суппорта, несущей три резца, относительно нижней. САУ за счет изменения подачи s вносит необходимые поправки в размер динамической настройки $A_д$, обеспечивая, таким образом, заданную точность диаметрального размера поверхности, образуемой первым резцом. Исполнительный механизм *4* осуществляет внесение поправки в угол поворота θ верхней части суппорта относительно нижней с целью обеспечения расположения второго и третьего резца на эквидистанте относительно оси вращения детали, поворачивающейся из-за податливости центров. Этим достигается требуе-

мая точность и правильность геометрической формы поверхностей, обрабатываемых каждым из резцов. В результате поле рассеяния погрешности диаметральных размеров получилось равным $\omega = 0{,}05$ мм (при обработке без САУ $\omega = 0{,}2$ мм) и поле рассеяния погрешности формы в осевом сечении детали $\omega_ф = 0{,}07$ мм на 100 мм длины (при обработке без САУ $\omega_ф = 0{,}15$ мм на 100 мм длины).

Достижение заданной формы, поворотов и расстояния плоской поверхности детали требует получения информации одновременно из трех точек, определяющих два поворота плоской поверхности детали вокруг двух выбранных координатных осей и ее расстояния от одной из плоскостей, выбранной в качестве базы, это схематически показано на рис. 22. Используя получаемую непрерывно информацию, САУ позволяет управлять точностью двух поворотов, формой и расстоянием плоской поверхности обрабатываемой детали за счет внесения необходимых поправок в относительное положение режущих кромок инструмента и одной из поверхностей детали, выбранной за базу. В большинстве случаев за базу удобнее выбирать рабочую плоскость стола станка, определяющую положение обрабатываемой детали, или специально созданную базу. В процессе обработки можно поворачивать и перемещать режущий инструмент относительно плоскости стола, выбранной за базу, или стол с деталью относительно режущего инструмента.

Для того чтобы судить о правильности внесения необходимых поправок, например, в повороты и расстояния режущего инструмента на нем необходимо также разместить три датчика в трех точках, как это схематически показано на рис. 22. САУ работает по обычной схеме. При появлении отклонений расстояний режущих кромок от базы эти отклонения сопоставляются с заданными в сравнивающем устройстве, откуда выдается знак и величина

Рис. 21. Блок-схема САУ многорезцовой обработки ступенчатого валика

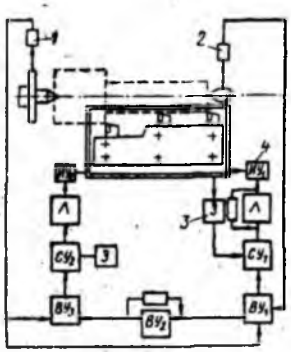
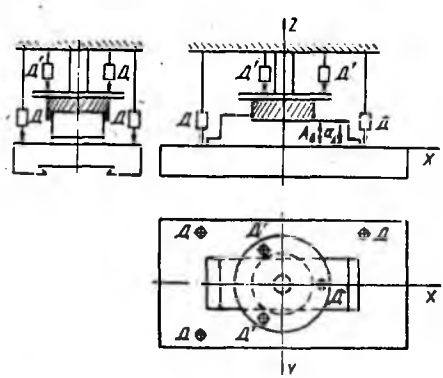


Рис. 22. Схема получения необходимой информации при фрезеровании



рассогласования, поступающая после усиления в исполнительный механизм, который путем внесения поправок в размер статической $A_с$ или динамической $A_д$ настроек (в последнем случае, например, путем изменения подачи) сокращает возникающие отклонения. При возникновении поворотов обрабатываемой поверхности детали аналогичным образом при помощи исполнительного механизма САУ осуществляется поворот оси режущего инструмента вокруг осей X и Y до уничтожения рассогласования.

Использование САУ для решения других задач. Выше было рассмотрено использование САУ упругими перемещениями системы СПИД с целью повышения точности и производительности обработки. Как показали исследования, САУ могут использоваться также и для решения целого ряда задач, связанных с управлением ходом технологического процесса, для повышения точности и производительности обработки.

1. *САУ размерной стойкостью режущего инструмента.* Общеизвестно, что каждый экземпляр резца или другого вида инструмента отличается от другого своим качеством и в частности таким его показателем, как размерной стойкостью. Среди различных факторов, действующих в процессе обработки, скорость резания оказывает обычно наибольшее влияние на размерную стойкость инструмента. Поэтому при выборе режимов скорости резания обычно устанавливают исходя из размерной стойкости наименее стойкого инструмента и наиболее экономичного периода стойкости. Это приводит к тому, что значительную часть режущих инструментов меняют до того, как будет использован ресурс размерной стойкости. Это приводит к увеличению расходов на инструмент в себестоимости единицы продукции и к снижению производительности из-за частой смены инструмента. Следовательно, автоматическое управление размерной стойкостью инструмента во времени позволяет не только сократить расходы на инструмент, но и повысить штучную производительность.

Исследования ученых показали, что на размерную стойкость инструмента оказывает влияние изменение большого количества факторов, среди которых температура в зоне резания имеет существенное значение. Эта температура функционально связана со скоростью резания и через нее с размерной стойкостью инструмента. Следовательно, путем выбора наиболее экономичного периода стойкости режущего инструмента и стабилизацией или управлением по заданной программе соответствующей этому периоду температурой в зоне резания можно существенно повысить использование режущих свойств каждого экземпляра инструмента, ведя обработку при соответствующих скоростях, и, тем самым, повысить производительность и сократить расходы на инструмент. В результате исследований установлено, что наиболее быструю и надежную информацию о величине температуры в зоне резания и ее изменениях дает измерение температуры с помощью естественной термопары «материал режущего инструмента —

материал обрабатываемой детали». Использованные для этой цели искусственные термопары, как показали исследования, имеют большую постоянную времени и измеряют среднюю температуру; они менее пригодны, так как «точка» наибольшей температуры непрерывно меняет свое положение на режущей кромке инструмента из-за отклонений припуска на обработку и свойств материала обрабатываемой детали.

Измерение термоэлектродвижущей силы, возникающей в зоне контакта в результате непрерывного преобразования энергии теплового движения в энергию электрического поля, служит надежным источником информации для создания САУ размерной стойкостью инструмента путем изменения скорости резания или подачи или того и другого одновременно. САУ автоматически увеличивает скорость резания, если вновь установленный инструмент обладает более высокой размерной стойкостью, или уменьшает ее, если инструмент имеет меньшую размерную стойкость. Таким образом стабилизируется скорость размерного износа во времени, благодаря чему каждый инструмент за установленный наиболее экономичный период времени изнашивается на одинаковую величину, а следовательно, при этом наилучшим образом используются его режущие свойства.

2. *САУ для поднастройки размерных цепей системы СПИД на требуемую точность при смене инструмента.* Каждая смена затупляющегося или изнашивающегося режущего инструмента в обычных условиях обработки требует поднастройки системы для достижения заданной точности обработки методом пробных проходов, на что затрачивается много времени даже при настройке инструмента на размер вне станка с помощью специальных устройств. Эти затраты времени связаны с потерей штучной производительности и требуют труда квалифицированного наладчика. Особое значение эти потери имеют для станков с программным управлением и многооперационных станков, при эксплуатации которых стоимость машино-часа высока.

Как показали исследования, простейшие САУ позволяют автоматизировать процесс поднастройки размерных цепей системы СПИД при смене режущего инструмента и тем самым не только повысить и стабилизировать точность поднастройки, но и сократить затрачиваемое на нее время с использованием труда рабочего меньшей квалификации.

В качестве примера на рис. 23 схематически показана одна из систем адаптивного управления поднастройкой системы СПИД при смене резца на гидрокопировальном токарном полуавтомате. На корпусе задней бабки *1* смонтировано рычажное устройство *2*, с помощью которого замеряется размер замыкающего звена размерной цепи, с помощью которой достигается требуемая точность настройки. После смены резца суппорт автоматически подводится до упора щупа *3* гидрозолотника в нулевую отсчетную координату копира *4*. Датчик *5* измеряет величину размера A_Δ замы-

кающего звена и сообщает полученную информацию в сравнивающее устройство *6*. После сопоставления с заданным задатчиком *7* сигналом и его усилением отрабатывается величина и знак сигнала рассогласования и после усиления подается на двигатель *8*, перемещающим суппорт с резцом до уничтожения рассогласования. Датчик *9* измеряет фактическую величину перемещения суппорта и сообщает информацию также в сравнивающее устройство для внесения необходимых поправок. Таким образом, при установке и закреплении резца с погрешностью ± 1 мм САУ после включения автоматически устанавливает резец с точностью $\pm 0{,}005$ мм в одной из координатных плоскостей. Для точной автоматической установки резца во второй координатной плоскости (в направлении оси обрабатываемой детали) необходимо создание второй САУ. Исследования показали, что одновременно с увеличением точности установки резца существенно сократилось и время на подналадку системы СПИД.

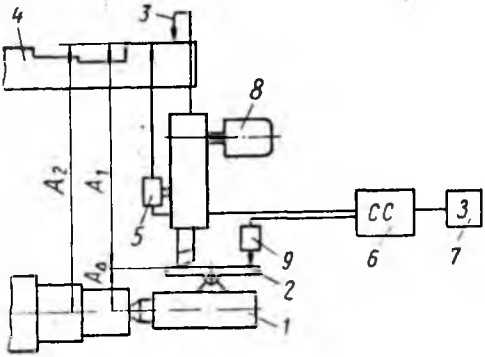


Рис. 23. Схема адаптивного управления под настройкой системы СПИД

САУ для перенастройки системы СПИД с обработки одного типоразмера деталей на другой. При перенастройке системы СПИД с обработки деталей одного типоразмера на другой возникает ряд трудностей, на преодоление которых затрачивается много времени наладчика высокой квалификации. При каждой переналадке требуется, как известно, расположить будущее мгновенное поле рассеяния $\omega_т$, порождаемое совместным действием случайных факторов, относительно верхней или нижней границы поля допуска на размер деталей, для обработки которых переналаживается система СПИД. При размерном износе режущего инструмента, порождающего увеличение размера обрабатываемых деталей, партии, поле будущего рассеяния надо расположить ближе к нижней границе поля допуска, при размерном износе в противоположном направлении — к верхней границе.

Для перенастройки системы СПИД на обработку новой детали необходимо знать рабочий настроечный размер

$$A_р = A_{нм} + a + 3\sigma_т,$$

где $A_{нм}$ — наименьшая величина допускаемого передельного размера детали;

a — часть допуска, предназначенная для компенсации постоянных систематически действующих факторов;

$3\sigma_т = \frac{\delta_т}{2}$ — половина расчетной величины поля допуска, предназначаемого для компенсации будущих погрешностей, порождаемых совместным действием случайно действующих факторов.

Известно, что при настройке системы СПИД на рассчитанный таким образом рабочий настроечный размер $A_р$ метод пробных проходов по одной детали не гарантирует правильность расположения будущего поля рассеяния $\omega_т$ относительно требуемой границы поля допуска $\delta_Δ$, как это схематически показано на теоретической диаграмме точности (рис. 24). Из диаграммы видно, что с равной вероятностью будущее поле рассеяния $\omega_т$ может расположиться в обе стороны относительно рабочего настроечного размера $A_р$.

При расположении поля рассеяния так, как показано на рис. 24, *а*, часть деталей уходит в неисправимый брак, при расположении так, как показано на рис. 24, *б*, сокращается та часть поля допуска, которая предназначается для компенсации смещения $\omega_т$ вследствие совместного действия систематических факторов, изменяющихся по известным законам (например, вследствие размерного износа инструмента). Следовательно, по одной обработанной детали нельзя судить о правильности настройки системы СПИД. Приходится обработать несколько деталей при неизменной настройке и по величине среднего размера группы деталей судить с некоторой степенью приближения о правильности сделанной настройки. При этом в ряде случаев приходится обрабатывать несколько групп деталей, внося после каждой обработки необходимые поправки в настройку системы СПИД. Для этого требуется время и несколько деталей на настройку.

Трудности заключаются в том, что наладчик не знает величины размера динамической настройки $A'_д$, величины будущего поля рассеяния $\omega_т$ и величины его смещения $\Delta_п$. При наличии на станке САУ размером $A_с$ или $A'_д$ величина $\omega_т$ становится известной, поскольку она зависит от качества САУ.

При первоначальной настройке системы СПИД остается неизвестной величина $A'_д$, поэтому при расчете рабочего настроечного размера этой величиной приходится задаваться и после первого пробного прохода по результатам измерения

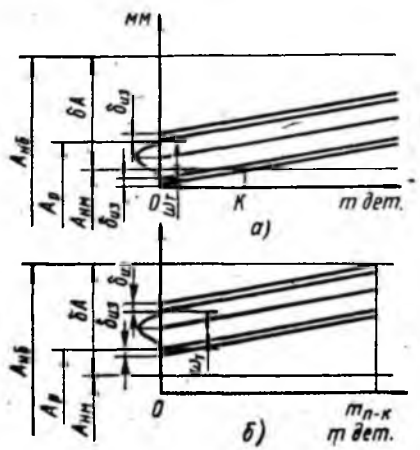


Рис. 24. Теоретические диаграммы точности

размера детали вносить поправку в размер динамической настройки $A'_д$. Поскольку величина $\omega_т$ мала, это сделать сравнительно просто, так как можно принять наихудший случай, при котором $\omega_т$ будет располагаться со смещением относительно $A_р$ в одну сторону, как это схематически показано на рис. 25 для случая обработки поверхностей валика.

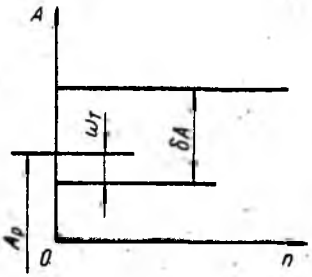


Рис. 25. Теоретическая схема настройки

При перенастройке системы на другой типоразмер остается неизвестной величина $\Delta_п$ смещения $\omega_т$ после обработки n-й детали предшествующей партии. Для компенсации этой величины в систему СПИД встраивается добавочная САУ. Она позволяет при каждой перенастройке системы СПИД подводить режущий инструмент к выбранному для настройки исходному размеру $A_р$ или условному нулю. Перенастройка на другой типоразмер может осуществляться автоматически, если при обработке нового типоразмера не меняются заданные режимы обработки и материал детали. В противном случае после первого пробного прохода при обработке деталей нового типоразмера на основе информации, полученной после измерения размера детали, необходимо внести необходимую поправку в размер динамической настройки $A'_д$.

Из изложенного видно, что наличие двух САУ позволяет или полностью автоматизировать перенастройку технологической системы СПИД на другой типоразмер детали или существенно ее упростить. Эти обстоятельства значительно экономят время на перенастройку и тем самым позволяют увеличить производительность обработки действующего оборудования или использовать для обработки высокопроизводительное оборудование даже при обработке деталей мелкими сериями. Так, например, использование САУ для перенастройки токарных гидрокопировальных автоматов позволило сократить время на перенастройку от 40 до 9 мин.

Использование САУ для компенсации размерного износа режущего инструмента путем периодических или непрерывных поднастроек размерных цепей системы СПИД известно под названием «активного контроля». В таких системах информацию обычно получают путем измерения размера обрабатываемой детали, сопоставляя результаты измерения с заданной величиной и внося необходимые поправки за счет изменения размера статической настройки $A_с$.

Разработаны и исследованы САУ, предназначенные для компенсации температурных деформаций технологических систем СПИД, а также для компенсации погрешностей, связанных со сменой программоносителя, например, на токарном гидрокопировальном полуавтомате и фрезерном станке с программным

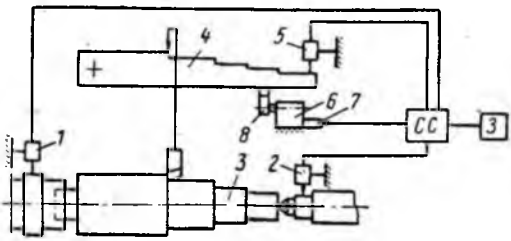


Рис. 26. Схема САУ для поднастройки программоносителя и резца при переходе к обработке другой детали

управлением. На рис. 26 схематически показана САУ, предназначенная для этих целей на гидрокопировальном токарном полуавтомате.

САУ от двух датчиков *1* и *2* получает информацию о положении оси обрабатываемой детали *3* и от датчика *5* о положении программоносителя в виде копира *4*. Полученная информация сопоставляется с допускаемым отклонением от параллельности копира оси обрабатываемой детали и рассогласование (по величине и знаку) подается на исполнительное устройство *6*, состоящее из моторчика *7*, редуктора и эксцентрика *8*, поворотом которого устраняется отклонение копира от параллельности оси детали.

Исследования показали возможность использования САУ процессом обработки деталей путем их пластического деформирования. Объектом исследования являлись штоки гидравлических шахтных стоек (трубы длиной 980 мм). САУ, получая информацию об изменении крутящего момента, автоматически вносила поправку в диаметральный размер статической настройки обкатной головки. В результате использования САУ погрешности диаметрального размера сократились с 24—32 мкм до 7—13 мкм, что соответствует повышению точности от 2-го до 1-го класса при стабильной шероховатости поверхности 7—12-го класса чистоты.

Использование САУ при автоматической сборке игольчатых подшипников позволило не только повысить и стабилизировать качество, но и повысить производительность на 30%. В лаборатории были также разработаны и исследованы САУ качеством поверхностного слоя материала деталей и его стабилизации. Например, при использовании таких САУ сократились прижоги поверхностей зубьев термически обработанных зубчатых колес и прижоги, образующиеся при заточке ружущего инструмента.

В результате выполненных исследовательских работ, разработки и исследования САУ для решения самых различных задач, связанных с повышением качества и производительности обработки на различных станках, была установлена возможность и необходимость их широкого внедрения в новые станки, а также в действующий парк оборудования.

Результаты использования САУ. Испытания и опыт эксплуатации станков с САУ показали, что они позволяют обеспечить увеличение точности и производительности обработки деталей, а также повысить и другие технологические показатели. Для

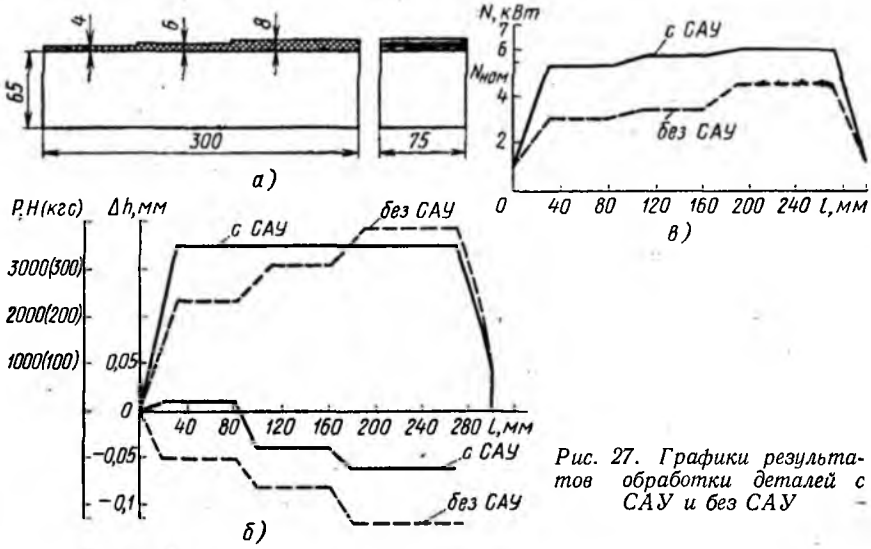


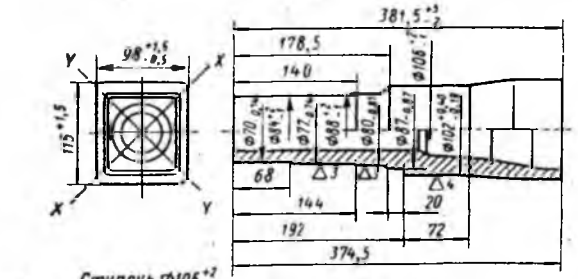
Рис. 27. Графики результатов обработки деталей с САУ и без САУ

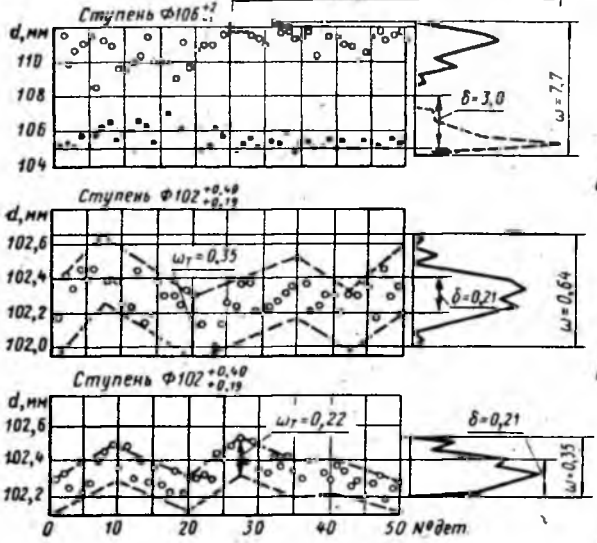
иллюстрации рассмотрим некоторые примеры. На рис. 27 показаны результаты обработки призматических деталей размером 300×75×65 мм, с которых снималась различная величина припуска (от 4 до 8 мм) на вертикально-фрезерном станке.

Применение САУ позволило сократить мгновенное поле рассеяния (при обработке без САУ $\omega_т = 0{,}12$ мм) до 0,07 мм, т. е. повысить точность на 42% при одновременном сокращении машинного времени в 2,3 раза. Кроме того обработка с САУ быстро стабилизировала действующую силу и затрачиваемую мощность, сохраняя их постоянными почти на всей длине обработки.

В качестве второго примера на рис. 28 показаны результаты обработки цапфы картера заднего моста автомобиля. Обработка производилась на гидрокопировальном токарном полуавтомате, оснащенным САУ (см. табл. 3). Из приведенных точечных диаграмм видно, что наряду с сокращением мгновенных полей рассеяния $\omega_т$ диаметральных размеров шеек от 1,5 до 1,7 раз при относительно небольшом поле рассеяния припуска на обработку ($\omega_т = 3{,}0$ мм) обработка велась в один проход вместо двух при обработке без САУ. Это позволило увеличить производительность по машинному времени с 2,9 до 1,5—1,9 мин или от 1,5 до 1,9 раза. Наличие САУ увеличило размерную стойкость режущего инструмента в 2 раза (табл. 4).

В качестве третьего примера в табл. 4 приведены результаты исследования использования САУ при обработке деталей на токарном станке 1А616 в условиях мелкосерийного производства. Из таблицы видно, что наряду с сокращением мгновенного поля рассеяния от $\omega_т = 0{,}47 \div 0{,}18$ мм при обработке без САУ до $\omega_т = 0{,}03 \div 0{,}01$ мм при обработке с САУ существенно сокра-





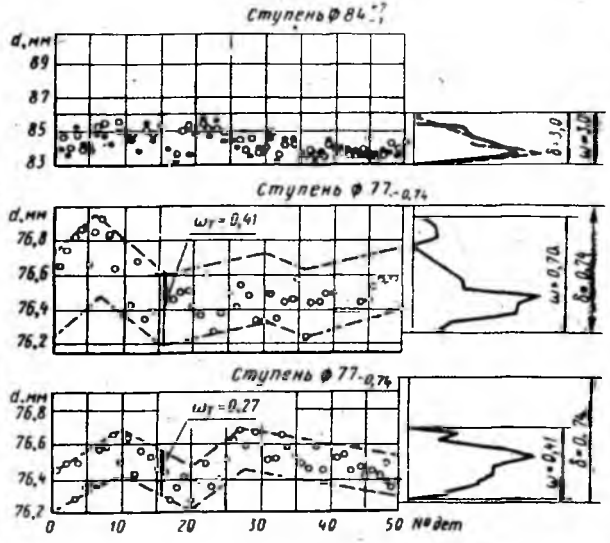


Рис. 28. Точечные диаграммы рассеяния размеров:
а — заготовки; б — детали при обработке в два прохода без САУ; в — детали при обработке в один проход с САУ; ● — размер в плоскости X—X; ○ — размер в плоскости Y—Y

Таблица 3

Показатели	Обработка без САУ		Обработка с САУ	
	$\varnothing 102^{+0,40}_{+0,19}$	$\varnothing 77_{-0,74}$	$\varnothing 102^{+0,40}_{+0,19}$	$\varnothing 77_{-0,74}$
Общее поле рассеяния размеров ω в мм	0,64	0,70	0,35	0,41
Мгновенное поле рассеяния размеров $\omega_т$ в мм	0,36	0,40	0,22	0,27
Машинное время обработки $T_{маш}$ в мин	2,9		1,5—1,9	
Стойкость инструмента	—		Повышается в 2 раза	

Таблица 4

Время	Обработка без САУ	Обработка с САУ
Подготовительно-заключительное $T_{п.з}$, с	90	100
Машинное $T_{маш}$, с	55	36
Вспомогательное $T_{всп}$, с	246	83
Штучно-калькуляционное $T_{шт}$, с	421	231

тилось штучно-калькуляционное время (с 421 до 231 мин, т. е. на 55%). Из таблицы видно, что, несмотря на большие затраты подготовительно-заключительного времени, экономия достигнута как за счет времени резания (36 вместо 55 мин), так и особенно за счет сокращения вспомогательного времени (83 вместо 246 мин без САУ). Объясняется это тем, что при переходе с обработки одной ступени валика к другой при наличии САУ не требуется вести поднастройку системы СПИД на точность методом пробных проходов, что экономит время на измерения, пуск и останов станка, подвод и отвод резца и т. д.

Из приведенных данных видно, что в условиях мелкосерийного производства станки с САУ позволяют существенно увеличить производительность обработки за счет экономии вспомогательного времени. Это говорит о том, что областью использования САУ наряду с крупносерийным и массовым производством является также мелкосерийное.

В табл. 5, 6, 7 приведены данные, полученные при испытаниях станков различных типов, оборудованных САУ. Анализ приведенных данных показывает возможность существенного повышения точности обрабатываемых деталей при одновременном

Таблица 5

Тип станка	Наличие САУ	Материал и заготовка	Режимы обработки			Точность обработки в мм			$T_{маш}$ (среднее)	Сокращено $T_{маш}$	Примечание
			n, об/мин	s	t, мм	Диаметр	Поперечное сечение	Продольное сечение			
Токарно-копировальный полуавтомат	Есть	Сталь 45, штамповка четырехступенчатых валиков ∅ 85×700 мм	400	0,6 мм/об	3—10	0,05—0,07	0,01—0,02	0,01—0,03	1 мин 23 с	В 1,98 раза	Без поломки резцов
	Нет		400	0,5 мм/об макс. 0,2 мм/об	3—10	0,09—0,14	0,01—0,02	0,03—0,06	2 мин 44 с		С поломкой резцов
Горизонтально-фрезерный	Есть	СЧ 15-32, образец конический с изменяющейся шириной фрезерования	80	Var	8,0	Размера 0,22			1 мин 5 с	В 2,8 раза	При одинаковой точности
	Нет		80	125 мм/мин	8,0	Размера 0,20			3 мин 5 с		
	Есть		63	Var	2,0	Размера 0,05			3 мин 35 с	—	При одинаковой производительности
	Нет		63	125 мм/мин	2,0	Размера 0,16			3 мин 12 с		
Вертикально-фрезерный	Есть	Чугун, образец с изменяющейся шириной фрезерования от 40 до 120 мм	63	Var	6	Размера 0,06			1 мин 32 с	В 1,8 раза	При одинаковой точности
	Нет		63	125 мм/мин	6	Размера 0,07			2 мин 48 с		
	Есть		63	Var	6	Размера 0,03			2 мин 36 с	—	При одинаковой производительности
	Нет		63	125 мм/мин	6	Размера 0,07			2 мин 48 с		

Продолжение табл. 5

Тип станка	Наличие САУ	Материал и заготовка	Режимы обработки			Точность обработки в мм			$T_{маш}$ (среднее)	Сокращено $T_{маш}$	Примечание
			n, об/мин	s	t, мм	Диаметр	Поперечное сечение	Продольное сечение			
Токарно-копировальный полуавтомат	Есть	Сталь 45, четырехступенчатый валик	560	Начальная 0,3 мм/об Var	2—8	0,03	—	—	57 с	В 1,4 раза	Обработка за один проход
	Нет		560	0,3 мм/об	2—8	0,073	—	—	82 с		
То же	Есть	То же	355	Начальная 0,5 мм/об Var	2—10	Одинаковая точность обработки			T цикла 4 мин 45 с	—	Обработка в три прохода
	Нет		355	0,5 мм/об	2—10				T цикла 7 мин 35 с	—	Обработка в четыре прохода
Токарно-копировальный	Есть	Сталь 45	430	Начальная 0,35 мм/об Var	1—5	Среднее 0,064	—	—	1 мин 10 с	—	—
	Нет		430	0,35 мм/об	1—5	Среднее 0,248			1 мин 25 с		
То же	Есть	Сталь 45	350	Начальная 0,40 мм/об Var	2—5	Среднее 0,2	—	—	1 мин 2 с	—	При одинаковой производительности
	Нет		350	0,40 мм/об	2—5	Среднее 0,59			1 мин 32 с		

Продолжение табл.

Тип станка	Наличие САУ	Материал и заготовка	Режимы обработки			Точность обработки в мм			$T_{маш}$ (среднее)	Сокращение $T_{маш}$	Примечание
			n, об/мин	s	t, мм	Диаметр	Поперечное сечение	Продольное сечение			
Токарно-копировальный	Есть	Сталь 45	350	Начальная 0,40 мм/об	1,5—10	Одинаковая точность	—	—	3 мин 10 с	В 1,95 раза	При одинаковой точности
	Нет		350	0,40 мм/об	1,5—10				6 мин 10 с		
Токарно-винторезный с САУ размером статической настройки	Есть с программой	Сталь 45, вал ∅ 140×1100 мм со ступенчатым распределением припуска	160	0,54 мм/об	8—4	—	—	0,015—0,03	—	—	При одинаковой производительности
	Нет							0,19—0,26			
	Есть с программой	Сталь 45, вал ∅ 148×1100 мм с коническим распределением припуска	160	0,54 мм/об	8—4	—	—	0,055	—	—	То же
	Нет							0,185			
	Есть	Сталь 45, вал ∅ 200×1100 мм	125	0,54 мм/об	8	—	—	0,08	—	—	»
	Нет							0,14			

Таблица 6

Тип станка	Наличие САУ	Материал и заготовка	Режимы обработки: v, м/мин — черновая	v, м/мин — чистовая	s, мм/об — черновая	s, мм/об — чистовая	Точность обработки	$T_{маш}$ среднее для партии, мин	Сокращено $T_{маш}$
Шлицешлифовальный полуавтомат	Нет	Сталь 45 т. о. 45—ТВЧ 40—50 *HRC*	7,9 Регулируемая	—	0,02	—	Не контролируется	26	В 2 раза
	Есть			—	0,02	—		13	
	Нет			5,6	0,02	0,025	Одиаковая	27,3	В 1,36 раза
	Есть			6,1	0,02	0,025		20	

Таблица 7

Тип станка	Наличие САУ	Материал	Режимы обработки: v, м/мин	s, мм/об	Диаметр сверла, глубина отверстия, мм	$M_{кр}$, кгс/мм	Точность обработки в мм: Величина заглубления, мм	Количество выводов сверла	$T_{маш}$ цикла, мин	Сокращено $T_{маш}$	Примечание
Агрегатный станок для глубокого сверления	Есть	Сталь 12ХН3А	19,3	Начальная 0,035	∅ 2,2	30	3,05	13,8	64,4	В 1,5 раза	Без поломки сверла
	Нет		19,3	0,02	L = 45	Переменная	2,0	21	98,16		
Многошпиндельный агрегатный станок для глубокого сверления	Есть	Сталь 45	16,6	0,12	∅ 10	1800	7,6	15	9,81	В 1,54 раза	Износ сверла по задней грани с САУ h_z = 0,6 мм, без САУ h_z = 1 мм
	Нет		16,6	0,092	L = 265	Переменная	17,7	35	15,2		

увеличении производительности и других технико-экономических показателей. Опыт эксплуатации различных станков с САУ выявили следующие возможности.

1. Повысить точность обработки деталей за счет сокращения мгновенного поля рассеяния $\omega_т$ от 2 до 5 раз и более как по размерам, так и по форме, стабилизировав качество.

2. Повысить качество поверхностного слоя обрабатываемых деталей (сокращение прижогов, получение требуемого знака напряжения и т. д.).

3. Увеличить производительность обработки от 30 до 200%.

4. Повысить размерную стойкость инструментов от 30 до 200%.

5. Сократить поломки режущего инструмента и оборудования и тем самым увеличить безопасность работы и расширить область многостаночного оборудования и, следовательно, увеличить производительность труда.

6. Сократить расходы на инструмент и оборудование.

7. Увеличить производительность обработки деталей на следующей операции.

8. Сократить производственные площади за счет уменьшения потребного количества станков.

9. Автоматизировать перенастройку с обработки одного типоразмера деталей на другой.

10. Использовать высокопроизводительное оборудование в мелкосерийном производстве.

11. Оптимизировать технологический процесс обработки и тем самым повысить технико-экономические показатели.

12. Упростить, а следовательно, и удешевить разработку программ и сократить время разработки для станков с программным управлением и многооперационных станков.

Расчеты, выполненные в Станкине и на заводе им. С. Орджоникидзе, показали, что дополнительные расходы на оборудование новых станков САУ или их модернизацию окупаются меньше чем за один год. По подсчетам, сделанным на заводе им. С. Орджоникидзе, один гидрокопировальный токарный полуавтомат, оборудованный САУ, дает в год около 8000 руб. экономии.

Использование САУ развивается в двух параллельных направлениях: встраивание САУ во вновь создаваемые модели станков; модернизация действующего парка станков путем их оборудования САУ.

В последние годы в работу по разработке и созданию САУ для решения различных технологических задач включилось значительное количество работников машиностроения, многие из которых впервые знакомятся с этой проблемой. Оказать им посильную помощь в ознакомлении с проблемой, в разработке и использовании САУ является целью этой книги. В ней сделана первая попытка изложить результаты выполняемых в течение многих лет работ и наметить методику и последовательность разработки различных САУ для решения возникающих задач.

Глава 1

КАЧЕСТВО ДЕТАЛЕЙ И ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТЬ ОБРАБОТКИ

1.1. КАЧЕСТВО ДЕТАЛЕЙ МАШИН

Достижения требуемого качества машины при наименьших затратах — одна из главнейших задач технологии машиностроения, поскольку качество является основным критерием машины, определяющим надежность и долговечность ее работы. Качество любого изделия, будь то машина, станок, прибор и т. д., характеризуется рядом показателей, на каждый из которых должна быть установлена количественная величина с допуском на отклонения, оправдываемые экономичностью выполнения изделием своего служебного назначения.

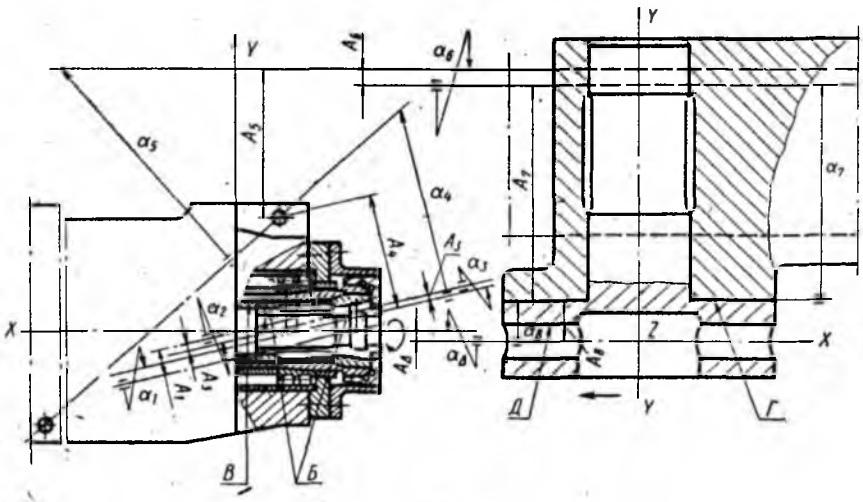
К основным показателям качества изделия относятся: стабильность выполнения им служебного значения, физическая и моральная долговечность, производительность, безопасность работы, удобство и простота обслуживания, коэффициент полезного действия, степень механизации и автоматизации и т. д., причем каждый из перечисленных показателей применительно к тому или иному типу изделия конкретизируется в виде целой системы дополнительных качественных и количественных показателей, характеризующих особенности, которыми должны обладать изделия данного типа, выполняющие определенное служебное назначение. Одним из показателей качества изделия, достижение и обеспечение которого вызывает наибольшие трудности и затраты в процессе создания и особенно в процессе изготовления изделия, является точность, которая, в свою очередь, имеет свои показатели как для изделия в целом, так и для его отдельных деталей.

Рассмотрим, каковы же показатели точности для изделия в целом. Известно, что каждое изделие выполняет свое служебное назначение с помощью исполнительных поверхностей, принадлежащих ряду его деталей. Исполнительные поверхности деталей изделия могут занимать определенные относительные положения. На рис. 1.1. изображены шпиндельная группа автомата 1А136 и револьверный суппорт: исполнительная поверхность $Б$, определяющая положение обрабатываемой заготовки, и исполнительная поверхность D, определяющая положение державки с инстру-

ментом, должны находиться в определенном относительном положении, определяемом расстоянием между их осями A_Δ и относительным углом поворота α_Δ. Исполнительные поверхности деталей изделий также могут двигаться по определенным законам. Исполнительная поверхность *Б* должна вращаться с определенной угловой скоростью вокруг оси *X* и не иметь перемещений вдоль осей *Y* и *Z* и поворотов вокруг осей *Y* и *Z*, исполнительная же поверхность *D* должна перемещаться поступательно с определенной скоростью вдоль оси *X*, но не иметь перемещений вдоль осей *Y* и *Z* и поворотов вокруг осей *X*, *Y*, *Z*.

Очевидно, указанные выше условия должны быть выполнены в процессе изготовления автомата с заранее заданной точностью, гарантирующей в дальнейшем правильное выполнение автоматом 1А136 своего служебного назначения, т. е., в первую очередь, обеспечение требуемой точности обрабатываемых на нем деталей. Следовательно, требования к точности относительного положения и движения исполнительных поверхностей изделия должны быть заданы на рабочих чертежах, причем заданы обоснованно исходя из анализа служебного назначения изделия. В процессе же построения (сборки) изделия должны неукоснительно выполняться указанные выше требования с той же точностью или с повышенной точностью, что будет зависеть от условий эксплуатации изделия. Например, требуемая точность положения или движения исполнительных поверхностей может поддерживаться в процессе эксплуатации автоматически непрерывно. В этом случае в процессе сборки выдерживаются требования, заданные конструктором, исходя из служебного назначения изделия. Если же требуемая служебным назначением точность положения и движе-

Рис. 1.1 Связи между исполнительными поверхностями изделия исходя из его служебного назначения:



ния исполнительных поверхностей изделия периодически восстанавливается в период ремонта, т. е. отсутствует непрерывное автоматическое поддержание точности, то в процессе сборки изделия необходимо выдерживать требования к точности выше заданных конструктором; в этом случае допуски на показатели точности изделия, установленные исходя из его служебного назначения, делят на две части: первую, используемую при изготовлении изделия, и вторую, оставляемую на износ изделия во время его эксплуатации.

Практикой установлены следующие показатели точности для исполнительных поверхностей любого изделия:

1) точность относительного движения исполнительных поверхностей;

2) точность расстояния между исполнительными поверхностями;

3) точность относительного поворота исполнительных поверхностей;

4) точность геометрических форм исполнительных поверхностей;

5) требуемая шероховатость исполнительных поверхностей.

Каждый из показателей точности характеризуется величиной отклонения, на которую устанавливают допуск. Как видно из рис. 1.2, показатели точности влияют на выполнение изделием своего служебного назначения. Например, нарушение заданных законов движения исполнительных поверхностей *Б* и *Д* (см. рис. 1.1) автомата 1А136 (неравномерное вращение поверхности *Б* и неравномерное движение поверхности *Д*) приведет к появлению следов определенной шероховатости на обработанной поверхности детали как в продольном, так и в поперечном сечениях (рис. 1.2, *а*).

Нарушение же точности расстояния между исполнительными поверхностями (A_Δ) может привести, например, к образованию эксцентриситета при сверлении отверстия в заготовке (рис. 1.2, *б*), выходящего за пределы допуска. Далее, нарушение точности относительного поворота исполнительных поверхностей (α_Δ), как видно из рис. 1.2, *в*, приведет к образованию погрешности положения обработанного отверстия относительно наружной поверхности обработанной детали.

Нарушение точности форм исполнительных поверхностей в продольном сечении может привести к погрешности установки детали в патроне (для исполнительной поверхности *Б*) или к возможному повороту резцедержателя с инструментом (для исполнительной поверхности *Д*), что, в конечном итоге, отразится на точности обработки (рис. 1.2, *в*). Нарушение точности формы исполнительных поверхностей в поперечном сечении (например, эллипсность) может привести к нарушению точности относительного положения исполнительных поверхностей, влияние которого на точность обработки будет аналогично случаю, рассмотренному на рис .1.2, *б*.

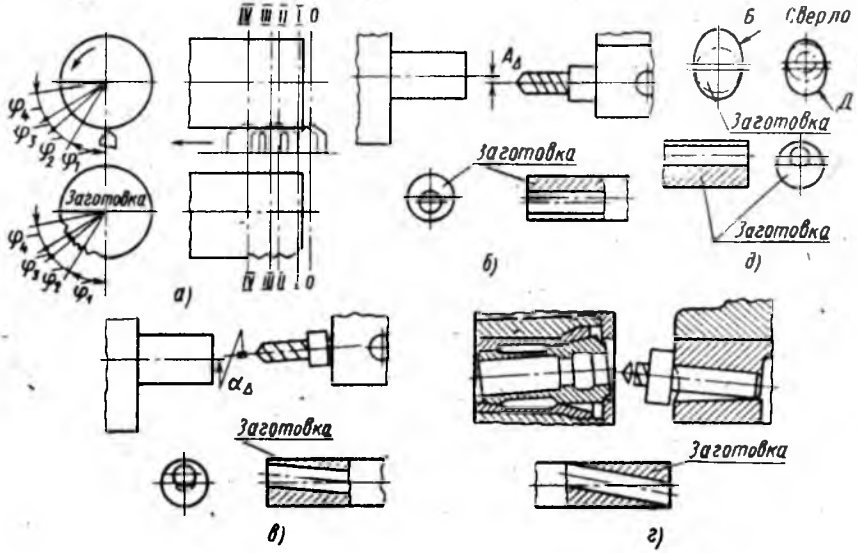


Рис. 1.2. Влияние каждого из показателей точности на выполнение изделием своего служебного назначения:

а — точности движения исполнительных поверхностей; *б* — точности расстояния между исполнительными поверхностями; *в* — точности относительных поворотов исполнительных поверхностей; *г* — точности формы исполнительных поверхностей в продольном сечении; *д* — точности формы исполнительных поверхностей в поперечном сечении

Примеры влияния точности формы исполнительных поверхностей на точность обработки показаны на рис. 1.2, *г* и *д*. Влияние шероховатости исполнительных поверхностей на точность обработки аналогично случаям, рассмотренным на рис. 1.2, *б*, *в*, *г*, *д*.

Таким образом, для правильного выполнения изделием своего служебного назначения в процессе изготовления изделия необходимо соблюдение всех показателей точности исполнительных поверхностей в пределах установленных допусков. Требуемые допуски на все показатели точности исполнительных поверхностей изделия устанавливает конструктор в процессе проектирования изделия путем соответствующих расчетов или экспериментальным путем при изготовлении опытного образца, если расчетным путем установить допуски не представляется возможным, или, наконец, используя расчетный и экспериментальный.

Задание конструктором допусков на показатели точности исполнительных поверхностей на сборочном чертеже изделия (при строгом обосновании их в пояснительной записке) позволяет работнику, производящему деталирование сборочных чертежей, воспользовавшись теорией размерных цепей, рассчитать допуски на параметры деталей, влияющие на точность положения или движения исполнительных поверхностей. Такой подход дает, во-первых, возможность правильно выявить связи между поверх-

ностями деталей, участвующих в работе изделия, и, во-вторых, обоснованно назначить на них допуски.

Очевидно, что к параметрам деталей, выявленным с помощью размерных цепей, подходят те же показатели точности, что и для исполнительных поверхностей, т. е. точность расстояния между поверхностями, точность относительного поворота поверхностей, точность их формы и шероховатость. Действительно, положение каждой из исполнительных поверхностей *Б* и *Д* (см. рис. 1.1) зависит, прежде всего, от того, как определено положение деталей, несущих исполнительные поверхности. Положение детали, несущей исполнительную поверхность *Б*, определяется в конструкции базирующей поверхностью (так называемой основной базой) *В*, которая выполняет функции двойной направляющей базы, лишающей деталь возможности перемещаться в направлении осей *Y* и *Z* и поворачиваться относительно этих же осей. Положение детали, несущей исполнительную поверхность *Д*, определяется в рассматриваемой конструкции базирующей поверхностью *Г* в револьверной головке, выполняющей функции установочной базы, лишающей деталь возможности перемещаться вдоль оси *Y* и поворачиваться относительно осей *X* и *Z*. Относительное положение исполнительных поверхностей *Б* и *Д* находится в зависимости от базирования деталей, размеры которых являются звеньями данной размерной цепи.

Следовательно, нахождение размерных цепей дает возможность определить важнейшие параметры деталей (A_1, A_2, A_3, . . ., α_1, α_2, α_3, . . .), от которых зависит требуемое положение исполнительных поверхностей *Б* и *Д*. Выбор же методов достижения требуемой точности положения исполнительных поверхностей, характеризуемого исходными звеньями A_Δ и α_Δ, дает возможность обоснованно установить допуски на составляющие звенья, т. е. на параметры деталей в размерных цепях. Методика определения допусков на составляющие звенья подробно изложена в трудах проф. Б. С. Балакшина [3, 4].

Таким образом, с помощью размерных цепей находятся главнейшие связи между поверхностями сопрягающихся деталей, влияющие на выполнение изделием своего служебного назначения (в рассматриваемом примере на требуемое относительное положение исполнительных поверхностей *Б* и *Д*). Сопрягающиеся поверхности имеют, как правило, погрешности формы и определенную шероховатость, допуски на которые должны быть установлены в соответствии с допусками на эти же показатели точности для исполнительных поверхностей.

Очевидно, требуется установление функциональной связи между всеми показателями точности для деталей изделий, имеющих параметры, от которых зависит требуемое служебным назначением изделия относительное положение или движение его исполнительных поверхностей. В работе профессора кафедры «Технология машиностроения» Московского станкоинструментального

института И. М. Колесова впервые сделана попытка установить количественную связь погрешностей формы, относительного поворота и расстояния плоских поверхностей деталей изделий. Совершенно справедливо автор предлагает отказаться от идеализации геометрических форм плоских поверхностей и рассматривать их как криволинейные. От формы поверхностей сопряжения деталей зависит расположение точек контакта в стыках соединяемых деталей. Относительный поворот координатных плоскостей систем, построенных на точках контакта, вызывается собственно поворотом поверхностей деталей и дополнительным поворотом, возникшим вследствие неплоскостности ее базирующих поверхностей. Относительная же удаленность координатных плоскостей складывается из собственно удаленности поверхностей детали и удаленности, вызываемой относительными поворотами координатных плоскостей. Следовательно, возможно установление функциональной связи между допусками на погрешности формы, относительного поворота и расстояния (удаленности) поверхностей детали. При этом необходимы сведения о рельефе поверхностей деталей. Очевидно, пользуясь основными положениями предлагаемой И. М. Колесовым теории, можно установить количественную связь погрешностей относительного расстояния, поворота и формы для деталей, имеющих сопряжения по поверхностям вращения и сопряжения по поверхностям вращения с плоскими поверхностями.

Таким образом, оценка точности деталей должна производиться исходя из служебного назначения изделия и требований к показателям точности его исполнительных поверхностей. К сожалению, до настоящего времени большинством работников проектных организаций и КБ заводов точность деталей оценивается интуитивно, без надлежащих расчетов, без применения теории размерных цепей, что не дает возможности обоснованно назначить допуски на все показатели точности деталей, и выявить действительные рабочие размеры деталей, с помощью которых обеспечивается требуемое относительное положение и движение исполнительных поверхностей. И, как правило, в процессе сборки изделия не удается достичь требуемой точности исполнительных поверхностей. Затрачивается огромное количество времени на доработку отдельных деталей изделия, а иногда и целиком всего изделия.

В дополнение к основному показателю качества изделий и их деталей (точности) имеется ряд других показателей. К ним, например, относятся физико-химическое состояние и физико-механические свойства поверхностного слоя материала, из которого сделана деталь. Под физико-механическими свойствами поверхностного слоя понимаются твердость, структурное состояние, характер и знак остаточных напряжений и др. В необходимых случаях на отклонения показателей каждого из этих свойств следует устанавливать надлежащие допуски исходя из служеб-

ного назначения детали в изделии. При этом так же, как и для всех показателей точности, допуски на твердость, структуру, величину напряжеиий должны находиться в функциональной связи с допусками на показатели точности деталей изделий.

На основании всего вышеизложенного можно сделать следующие выводы.

1. В общем случае качество деталей машин определяется показателями точности, такими, как точность расстояния, точность относительного поворота, точность формы, требуемая шероховатость поверхностей, и состоянием поверхностного слоя.

2. На каждый из показателей точности, а также на твердость, структуру, величину напряжений должны быть установлены номиналы и отклонения от них (допуски) исходя из требуемой точности относительного положения и движения исполнительных поверхностей изделия с использованием теории размерных цепей.

3. Допуски на все показатели точности деталей (а при необходимости и на состояние поверхностного слоя) должны находиться в определенной функциональной связи.

4. Для успешного решения задачи по установлению функциональной связи между всеми показателями качества деталей изделий необходимы глубокие исследования влияния факторов на образование погрешностей по всем показателям в процессе изготовления деталей изделий.

1.2. ПРИЧИНЫ ОБРАЗОВАНИЯ ПОГРЕШНОСТЕЙ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ

В основе поиска наилучшего алгоритма управления ходом технологического процесса лежит знание качественных и количественных связей между действующими факторами и погрешностями обработки. Вскрытие закономерностей процесса образования погрешности обработки возможно через изучение физической сущности природы этого явления. Чем глубже познаются закономерности возникновения погрешности, тем более эффективные пути повышения точности и производительности обработки могут быть найдены. Решению этой задачи посвящается данный раздел работы.

Детали во время изготовления и после их изготовления находятся под воздействием различных непрерывно изменяющихся факторов, которые порождают рассеяние характеристик качества изделий. В результате две детали, выполненные с высокой точностью и кажущиеся на первый взгляд одинаковыми, при ближайшем рассмотрении оказываются различными по любой характеристике качества будь то размеры, геометрическая форма, химический состав, физико-механические свойства и др.

В качестве примера на рис. 1.3 приведена точечная диаграмма рассеяния диаметральных размеров в партии обработанных деталей. Рассеяние любого показателя качества детали характери-

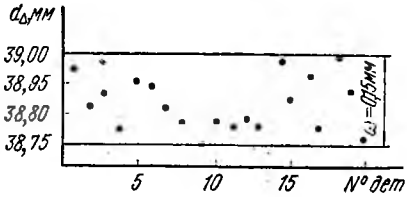


Рис. 1.3. Точечная диаграмма рассеяния диаметрального размера

зуется величиной поля рассеяния ω, равной разности наибольшего и наименьшего значений данного показателя в партии деталей, т. е. $\omega = A_{наиб} - A_{наим}$, и кривой рассеяния, которая, в свою очередь, описывается рядом численных характеристик: координатой центра группирования случайной величины, мерами рассеяния случайной величины относительно центра группирования. Центром группирования $[M(x)]$ случайной велнчины называется ее среднее значение, около которого, в основном, располагаются остальные ее значения.

За меру рассеяния отклонений случайной величины от центра группирования обычно принимают среднее квадратичное отклонение σ, дисперсию D и др. Все действующие в процессе обработки факторы делятся на систематические и случайные. Совместное действие независимых или слабо зависимых случайных факторов порождает поле рассеяния $\omega_т$ или, как его называют в литературе, — «мгновенное» поле рассеяния.

На рис. 1.4 приведены примеры точечных диаграмм размеров деталей в партии при различном действии систематических и случайных факторов. Из их рассмотрения следует, что совокупное действие независимых или слабо зависимых случайных факторов порождает поле рассеяния $\omega_т$; действие систематических факторов, изменяющихся по тем или иным законам, вызывает смещение середины этого поля рассеяния $\omega_т$ по закону, представляющему алгебраическую или векторную сумму смещений, вызываемых

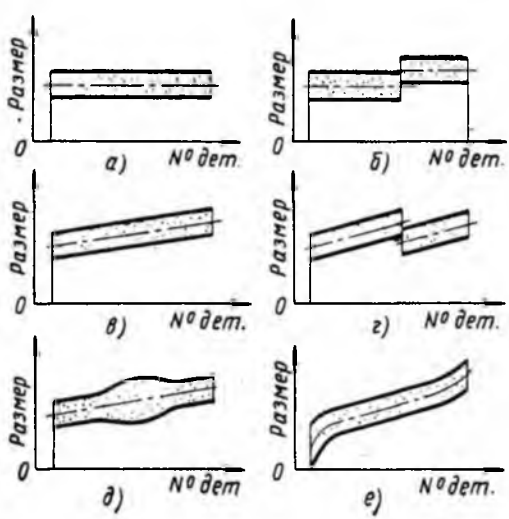


Рис. 1.4. Точечные диаграммы, показывающие влияние:

а — совокупного действия случайных факторов; *б* — постоянно-действующего фактора; *в* — совокупного действия случайных и одного систематического доминирующего фактора, изменяющегося во времени; *г* — совокупного действия случайных факторов, систематического доминирующего изменяющегося во времени фактора и постоянно-действующего фактора; *д* — действия случайного доминирующего фактора; *е* — совокупного действия случайных факторов и нескольких систематических факторов

изменением каждого из систематических факторов, действие систематических постоянных по величине факторов вызывает смещение поля рассеяния $\omega_т$ на постоянную величину и т. п.

Рассмотрим процесс образования погрешностей при обработке детали. Для получения заданной точности обработки детали ее заготовка включается в кинематические и размерные цепи системы СПИД в качестве замыкающего звена. На рис. 1.5 показаны примеры включения заготовок в размерные цепи вертикально-фрезерного станка. С помощью размерной цепи A достигаются заданные размеры деталей; повороты поверхностей деталей получаются с помощью размерной цепи α.

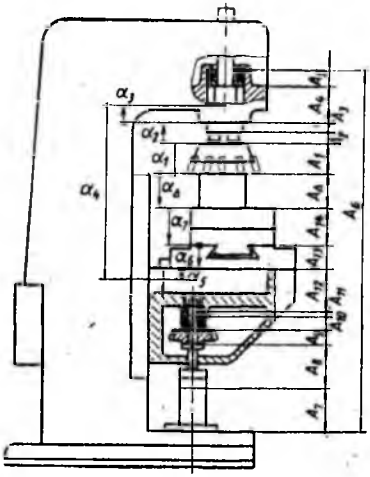
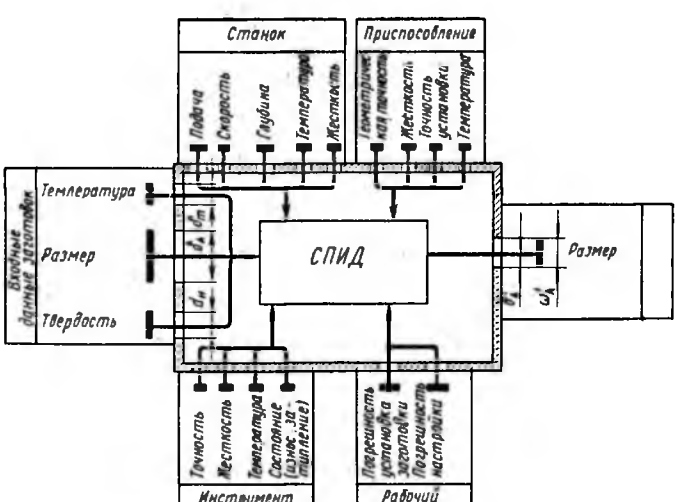


Рис. 1.5. Размерная цепь фрезерного станка

В процессе изготовления детали система СПИД подвергается воздействию различного рода факторов. На рис. 1.6 схематично показана система СПИД и большинство факторов, порождающих погрешность обработки [3]. На схеме отверстия в прямоугольнике, охватывающем систему СПИД, схематически изображают поля допусков, установленных на отклонения каждого из факто-

Рис. 1.6. Схема системы СПИД с основными факторами, действующими в процессе обработки



ров, а за черные прямоугольники — поля рассеяния ω отклонений каждого из факторов.

В соответствии с последовательностью процесса образования погрешности обработки факторы, действующие в системе СПИД, через погрешности установки детали, статической и динамической настройки системы СПИД порождают отклонения параметров относительного движения детали и режущего инструмента. В результате обработанная поверхность детали отличается от заданной по размерам, относительным поворотам и форме, иными словами, на детали появляется погрешность.

Процесс обработки детали заключается в установке и закреплении ее, настройке кинематических и размерных цепей системы СПИД без рабочих нагрузок, непосредственной обработке, раскреплении и снятии со станка обработанной детали.

Деталь технологическими базами устанавливают на исполнительные поверхности станка или приспособления. Так как у реальной детали поверхности отличаются от геометрически правильных поверхностей, изображаемых на чертежах, то после установки ее на станок или приспособление деталь займет положение, отличное от заданного, т. е. появится погрешность установки. На рис. 1.7 изложенное выше представлено в утрированном виде на примере установки детали на стол фрезерного станка. Как видно из рисунка, даже незначительное смещение детали вдоль стола приведет к изменению ее положения в направлении оси *Y*. Чтобы обеспечить неизменность положения обрабатываемой детали относительно станка или приспособления, необходимо создать силовое замыкание. Под действием сил зажима в местах контакта детали с базирующими элементами станка (приспособления) возникают контактные деформации, что приводит к нарушению положения детали относительно станка (приспособления).

Одной из главных причин погрешности установки детали является несоблюдение правил приложения силового замыкания [3]. К другим причинам, вызывающим погрешность установки, относятся неправильный выбор технологических и измерительных баз, методов и средств измерения и т. д.

После установки детали (а в ряде случаев и перед установкой) производится статическая настройка кинематических и размерных цепей системы СПИД. В задачу статической настройки входит обеспечить требуемую точность относительного положения режущих кромок инструмента и исполни-

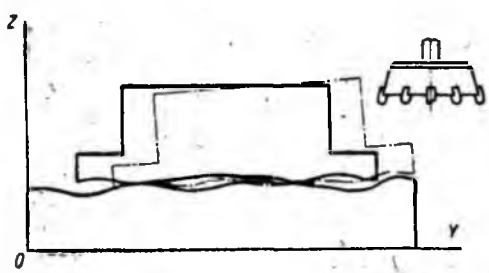


Рис. 1.7. Влияние погрешности геометрической формы исполнительных поверхностей стола станка на погрешность установки

тельных поверхностей станка или приспособления, на которые устанавливается деталь, подлежащая обработке. Статическая настройка системы СПИД осуществляется при отсутствии рабочих нагрузок. Далее следует непосредственно процесс резания.

Для съема материала с детали в системе СПИД надо создать натяг (называемый размером динамической настройки), являющийся объективной необходимостью процесса резания, вытекающей из самой физической сущности процесса. Как только режущий инструмент начинает врезаться в деталь, возникают сила резания, внутренние силы сопротивления материала, препятствующие удалению с него снимаемого слоя, и силы трения. Под действием этих сил и их моментов происходят относительные перемещения звеньев системы СПИД за счет выбора зазоров между ними, контактных деформаций в стыках и собственных деформаций деталей, поскольку последние не являются абсолютно твердыми телами. Равновесие сил и моментов и создает в системе СПИД величину натяга, необходимую для съема слоя материала с обрабатываемой детали.

Чем больше силы сопротивления, препятствующие съему материала с детали, тем больше будет размер динамической настройки, т. е. больше будет величина натяга. Это можно проиллюстрировать на следующем примере. Если при заданной жесткости системы СПИД обрабатывать партию деталей, твердость материала которых увеличивается от заготовки к заготовке, то при прочих равных условиях величина натяга будет увеличиваться, так как при тех же режимах обработки будет расти величина силы резания. Поскольку в природе не существует технологических систем с абсолютной жесткостью, то в процессе резания всегда будет присутствовать натяг, и, следовательно, глубина резания всегда будет меньше припуска на величину натяга.

Погрешности установки и статической настройки сравнительно легко поддаются измерению и могут быть сведены до минимума, чего нельзя сказать о погрешности динамической настройки, которая возникает только во время обработки и трудно поддается измерению. В связи с этим остановимся подробно на причинах образования погрешности динамической настройки.

Основными причинами, порождающими погрешность динамической настройки ($\omega_д$) размерных и кинематических цепей системы СПИД, являются: 1) колебания припусков на обработку, 2) неоднородность материала обрабатываемых деталей, 3) изменение жесткости системы СПИД, 4) изменение направления и величины сил, действующих в процессе обработки, 5) качество и состояние режущего инструмента, 6) изменение температуры звеньев системы СПИД и др.

Механизм упругих перемещений системы СПИД, порождаемый действием перечисленных выше факторов, сложен и многообразен. Проведенные теоретические и экспериментальные исследования позволили вскрыть закономерности процесса образования упру-

гих перемещений. Было установлено, что относительное упругое перемещение обрабатываемой детали и режущих кромок инструмента является результатом пространственных перемещений и поворотов детали системы СПИД, являющихся звеньями размерной цепи, замыкающим звеном которой является расстояние между деталью и инструментом.

Профессор Б. С. Балакшин [3] дает следующее описание относительных перемещений и поворотов деталей системы СПИД под действием силы. В результате действия силы P (рис. 1.8), когда ее величина станет больше силы трения F, деталь *1* начнет перемещаться к детали *2* и точка A, принадлежащая детали *1*, пройдет путь, равный y_1. На графике (рис. 1.9) появится пологий участок y_1. Далее в месте соприкосновения деталей *1* и *2* начнутся контактные деформации. Сила P_1 увеличится до величины P_2, и точка A будет перемещаться медленнее, чем происходит увеличение силы P. При дальнейшем возрастании силы P деталь под действием возникающего момента начнет поворачиваться, на графике появится участок y_3, и деталь займет новое положение. Последующие контактные деформации в новом стыке приведут к дополнительному перемещению точки A (на графике участок y_4). Дальнейшее увеличение силы P вызовет собственную деформацию детали, и точка A детали *1* получит добавочное перемещение на величину y_5.

При рассмотрении системы СПИД в целом, состоящей из многих деталей, описанный механизм перемещений и поворотов деталей усложняется, приведенные явления могут происходить в различной последовательности, в результате чего кривые на подобных графиках будут иметь различный вид.

На основании экспериментальных исследований [36] составлена наглядная картина пространственных относительных перемещений различных деталей, как звеньев размерных цепей, и

Рис. 1.8. Схема перемещения детали 1 под действием силы P и ее момента

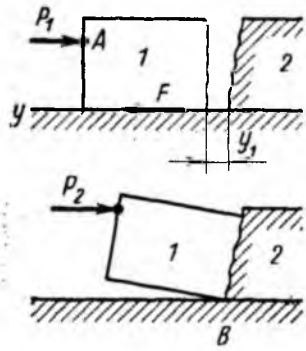
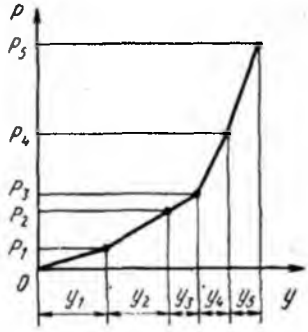


Рис. 1.9. График перемещений точки A детали 1 под действием силы P и ее момента



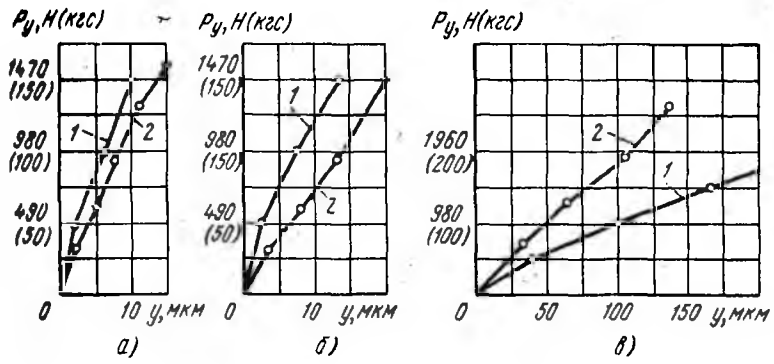
определено удельное влияние их перемещений и поворотов на образование погрешности замыкающего звена. Исследование проводилось на токарном станке мод. 1620.

На всех деталях системы СПИД, участвующих своими размерами и относительными поворотами в размерных цепях системы СПИД токарного станка, были закреплены планки. В отверстия, сделанные в планках, были установлены и закреплены индикаторы часового типа. Чтобы иметь возможность судить об изменении положения в пространстве каждой последующей детали относительно предыдущей, на каждой детали было установлено по шесть индикаторов в соответствии с правилом шести точек. В центре станка было установлено нагрузочное устройство конструкции ЭНИМСа, посредством которого создавали нагрузку в системе СПИД, имитирующую силу резания разного направления и величины. Кроме этого, около станка на стойках была смонтирована независимая от станка измерительная установка, позволявшая осуществлять измерение пространственных перемещений и поворотов ряда деталей станка.

При проведении экспериментов, изменяя соотношение составляющих результирующей силы в пределах $P_Y/P_Z = 0 \div 0{,}8$, $P_X/P_Z = 0 \div 0{,}5$ и фиксируя показания индикаторов, были определены закономерности поворотов и перемещений в пространстве таких основных узлов станка, как патрона, разцедержателя пиноли задней бабки. На рис. 1.10 приведены графики упругих перемещений перечисленных узлов станка. Из графиков следует, что на величину упругих перемещений большое влияние оказывает не только величина, но и направление вектора действующей силы. При изменении направления силы наблюдается существенное различие в упругих перемещениях. Так, например, характер упругого перемещения суппорта, приведенного к вершине резца в направлении оси Y (рис. 1.10, *в*), существенно отличается от

Рис. 1.10. Упругие перемещения:

а — шпинделя; *б* — пиноли; *в* — суппорта под действием составляющих силы резания; *1* — при действии только P_y; *2* — при $P_z : P_y : P_x = 1 ; 8 ; 0$



упругих перемещений шпинделя и задней бабки (рис. 1.10, *б*). При действии только силы P_Y упругие перемещения суппорта резко увеличиваются по сравнению со случаем одновременного приложения сил P_Y и P_Z, в то время как упругие перемещения шпинделя и пиноли при совместном нагружении силами P_Y и P_Z получаются большими.

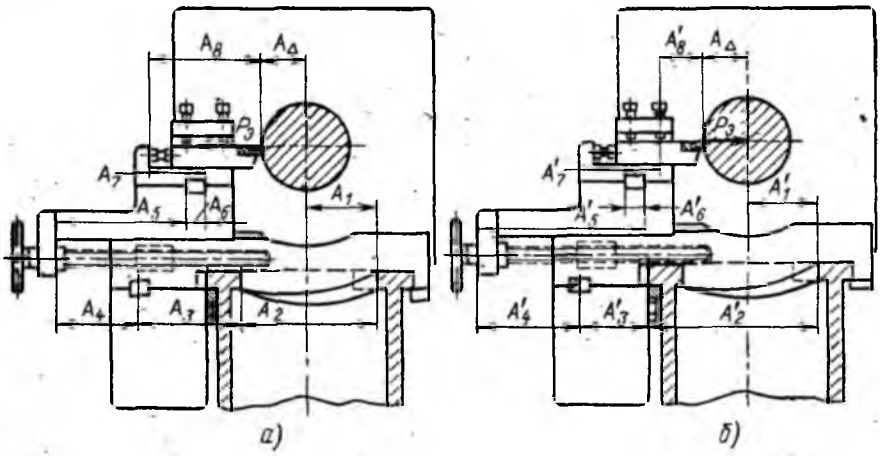
Отличие характера упругих перемещений узлов станка друг от друга из-за изменения направления действующих сил объясняется их различным конструктивным оформлением и расположением по отношению к точке приложения силы. Изменение величины и направления действующей силы приводит к смене баз деталей, в результате чего меняются не только величины составляющих звеньев размерной цепи, но могут включаться и новые звенья.

На рис. 1.11 в качестве примера показаны две размерные цепи системы СПИД токарного станка, замыкающим звеном которых является расстояние между вершиной резца и осью детали. Нетрудно заметить, что в результате изменения направления действия эквивалентной силы $P_э$ на 180° размерная цепь на рис. 1.11, *б* отличается от размерной цепи, показанной на рис. 1.11, *а*; вместо звеньев A_2, A_3, A_4, A_5, A_7, A_8 в размерную цепь включились звенья A'_2, A'_3, A'_4, A'_5, A'_7, A'_8.

Существенное влияние на относительное упругое перемещение детали и режущего инструмента оказывают моменты сил, действующих в системе СПИД. На вертикально-фрезерном станке 6П10 был проведен следующий эксперимент. В шпиндель станка установили оправку, а на столе закрепили деталь. Между деталью

Рис. 1.11. Размерные цепи токарного станка:

а — при направлении силы $P_э$ в сторону суппорта; *б* — при направлении силы $P_э$ в сторону обрабатываемой детали



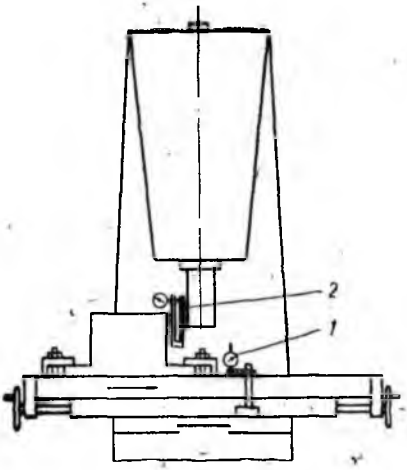


Рис. 1.12. Схема нагружения вертикально-фрезерного станка

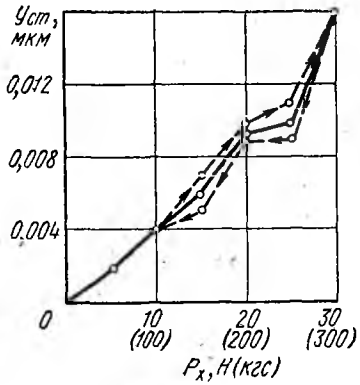


Рис. 1.13. График перемещений стола вертикально-фрезерного станка

и оправкой, как показано на рис. 1.12, был помещен пластинчатый динамометр *2*. Вращением маховика ходового винта продольной подачи стола станка создавался натяг, имитирующий составляющую P_X силы резания. Одновременно фиксировались прило[illegible] к детали сила P_X и показания индикатора *1* часового [illegible] деления 0,01 мм), измерявшего вертикальное переме[illegible] стола относительно станины. На рис. 1.13 показан график [illegible] этих перемещений ($y_{ст}$) от силы P_X, из которого [illegible] что стол в точке измерения по мере увеличения силы начинает подниматься и в результате расстояние между деталью и шпинделем уменьшается.

Наблюдаемое явление объясняется следующим образом. Во время фрезерования действующая на винт осевая сила P_o (рис. 1.14) и сила сопротивления P_X образуют момент, который стремится повернуть стол вокруг точки *О*. В результате стол под фрезой перемещается вверх, дальнейшее увеличение нагрузки может вызвать не только поворот стола, но и собственные деформации стола.

Описанный эксперимент объясняет физический смысл явления, наблюдаемого при обработке на металлорежущих станках, когда с увеличением глубины резания величина упругого перемещения на замыкающем звене, а следовательно, и размер детали начинают уменьшаться. При фрезеровании такое явление наблюдается при обработке фрезой с ножами, имеющими угол в плане $\varphi = 90°$, при точении — при обработке резцом с $\varphi = 90°$. Объясняется это тем, что при угле в плане $\varphi = 90°$ возрастает величина P_X составляющей силы резания, которая поворачивает стол фрезерного станка или суппорт токарного станка. В тоже время умень-

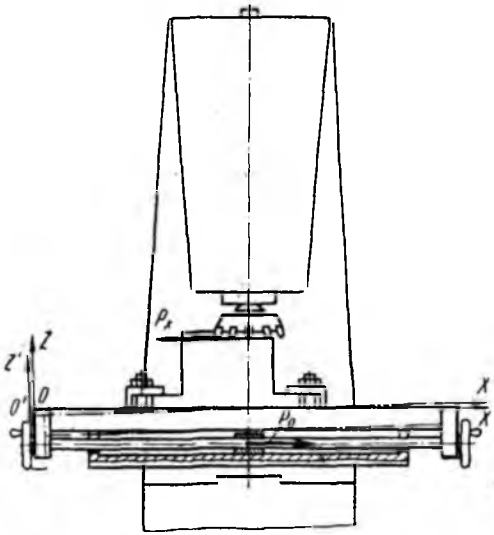


Рис. 1.14. Схема поворота стола вертикально-фрезерного станка под действием момента от силы P_0:
$Z'O'X'$ — новое положение стола после поворота

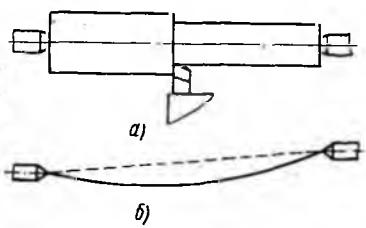


Рис. 1.15. Схема упругих перемещений вала и центров под действием силы резания

шается по величине радиальная составляющая P_Y, которая обычно увеличивает расстояние между обрабатываемой деталью и инструментом.

На величину упругих перемещений системы СПИД существенное значение оказывает изменение положения в системе СПИД точки приложения действующей силы. Это явление можно наглядно проиллюстрировать на примере обработки вала в центрах с использованием в качестве поводка рифленого центра (рис. 1.15, *а*). В этих условиях изменение положения точки приложения силы резания приводит к изменению величин сил, действующих на передний и задний центр и, как следствие, их упругих перемещений. В результате ось детали будет поворачиваться (см. рис. 1.15, *б*), огибая кривую, описываемую уравнением

$$y = \left(1 - \frac{x}{L}\right)^2 \frac{P}{j_п} + \left(\frac{x}{L}\right)^2 \frac{P}{j_з},$$

где x — расстояние от переднего центра до точки приложения силы резания;
$j_п$, $j_з$ — жесткость соответственно передней и задней бабок;
L — длина обрабатываемой детали.

Изменение положения оси детали во время обработки приводит к появлению отклонения расстояния между осью детали и режущими кромками инструмента, в результате на детали появляется погрешность геометрической формы в продольном сечении. На рис. 1.16 показаны детали, имеющие погрешности геометрической формы, обусловленные изменением положения точки приложения силы резания для двух случаев, когда $j_п = j_з$ и $j_п > j_з$.

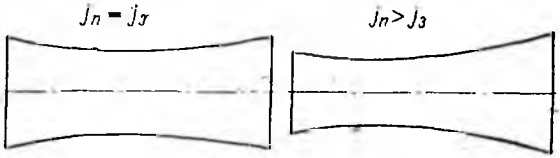


Рис. 1.16. Погрешности геометрической формы в продольном сечении детали типа «жесткого» вала

При обработке детали в центрах с односторонним поводком в месте контакта поводка с поводковым пальцем (рис. 1.17) действует сила $P_п$, точка приложения которой вращается вокруг оси шпинделя по окружности с радиусом ρ. Перенеся силу $P_п$ в точку O и уравновесив ее такой же силой, получим момент, стремящийся повернуть деталь, и силу $P_п$. Последняя вызовет упругие перемещения детали, центра и шпиндельной бабки в направлении ее действия.

Упругие перемещения детали и центра приводят к смещению оси детали (проведенной через ее центровое отверстие) относительно оси вращения шпинделя. Как следует из формулы для расчета величины упругого перемещения детали от действия силы $P_п$

$$y = \frac{P_п}{j_п}\frac{x}{L},$$

где x — расстояние от переднего центра до точки приложения силы резания;

L — длина обрабатываемой детали,

y — величина упругого перемещения детали, вызванная действием [illegible] изменяется по мере приближения к задней бабке. В результате этого ось обработанной поверхности детали окажется повернутой относительно оси детали, проведенной через ее центровые отверстия, т. е. на детали возникнет погрешность относительного поворота обработанной поверхности [37]. Если жесткость шпиндельной бабки в разных направлениях будет неодинаковой, то будут разными по величине и упругие перемещения. В результате к погрешности эксцентрицитета добавится погрешность геометрической формы детали в поперечном сечении.

Под действием сил резания обрабатываемая деталь упруго деформируется и при определенных условиях эта деформация может достигать величин, соизмеряемых с допуском на обработку. В качестве примера рассмотрим токарную обработку вала в центрах (см. рис. 1.15). Величина прогиба детали будет изменяться в зависи-

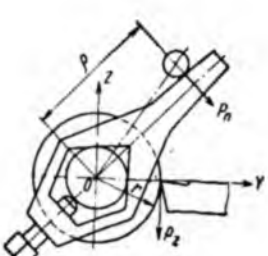


Рис. 1.17. Схема действия сил и моментов при обработке детали в центрах с односторонним поводком

мости от положения резца на оси X и может быть определена из уравнения (если рассматривать вал в центрах как балку, свободно лежащую на двух опорах)

$$f_д = \frac{P(L-x)^2x^2}{3EJL},$$

где P — поперечная сила, действующая на деталь в обрабатываемом сечении.

Согласно этой зависимости, вал находится в изогнутом состоянии в каждый момент обработки. Следовательно, и ось вращения, вокруг которой вращается вал, должна быть изогнута, как показано на рис. 1.18. С этим можно согласиться при условии, что вал является абсолютно упругим телом. В действительности же обрабатываемые валы из стали и других материалов не являются абсолютно упругими. На этом основании можно предположить, что процесс обработки вала в деформированном состоянии представляется более сложным явлением по сравнению с описанным выше. В связи с этим было выдвинуто предположение, что вал в этих условиях не вращается, а совершает сложное движение, при котором центр обрабатываемого сечения перемещается по траектории, отличной от окружности.

Для проверки изложенного было проведено экспериментальное исследование на токарно-винторезном станке 1А62. Во время обработки нежесткого вала (соотношение $L/d > 12$) при базировании его в патроне и заднем центре производилось измерение перемещений в двух взаимно перпендикулярных направлениях предварительно обработанной шейки, расположенной рядом с обрабатываемым сечением вала. Измерение осуществлялось датчиками, выполненными в виде консольных упругих элементов с наклеенными тензосопротивлениями. Сигналы с датчиков записывались осциллографами Н-700. На рис. 1.19 приведены примеры траекторий перемещений центра поперечного сечения вала за оборот в координатной системе, проведенной через центр вращения шпинделя. Как следует из графиков, траектории отличаются от окружности, следовательно, вал не вращается, а совершает сложное движение. При обработке резцом с $\varphi = 90°$ в отличие от обработки резцом с $\varphi = 45°$ положение трактории изменилось (она больше сместилась вверх). Объясняется это тем, что при обработке резцом с $\varphi = 90°$ равнодействующая R поворачивается в сторону оси Z.

При обработке достаточно жестких деталей влияние их собственных деформаций на точность обработки обычно незначи-

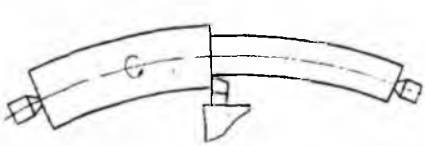


Рис. 1.18. Прогиб вала в процессе обработки

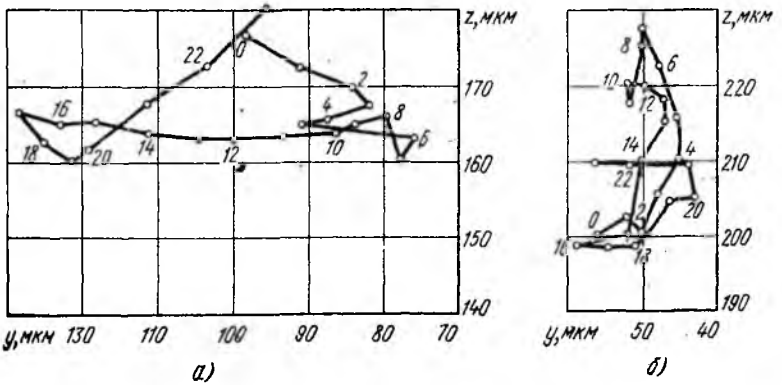


Рис. 1.19. Траекторщ перемещения центра поперечного сечения вала за оборот центра обрабатываемого сечения вала на токарном станке при:

а — φ = 45°, t = 2 мм, s = 0,3 мм/об, n = 610 об/мин; б — φ = 90°, t = 2 мм, s = 0,3 мм/об, n = 610 об/мин

тельно, в связи с чем при невысоких требованиях к точности их не принимают в расчет.

Из изложенного видно, насколько многообразен механизм возникновения упругих перемещений. В процессе обработки действуют силы резания (если обработка ведется одновременно несколькими инструментами, то действуют силы резания), силы [redacted] тяжести, сила, передаваемая односторонним повод-

[redacted] непрерывное изменение координат точек приложения, величин и направлений этих сил, а также различная жесткость системы СПИД в разных направлениях чрезвычайно усложняют картину относительных упругих перемещений звеньев системы СПИД. В ряде случаев наблюдаются такие явления, как уменьшение относительного упругого перемещения на замыкающем звене при увеличении силы резания, что внешне противоречит законам физики, поскольку перемещение всегда происходит в направлении действия силы.

Для того чтобы воспользоваться общепринятым понятием жесткости, как способности системы СПИД оказывать сопротивление перемещению той или иной точки детали в направлении действия приложенной силы, необходимо найти такую силу, которая, действуя перпендикулярно к обрабатываемой поверхности, вызывала бы упругое перемещение детали относительно режущих кромок инструмента. Профессором Б. С. Балакшиным было предложено [3] для этой цели воспользоваться понятием эквивалентной силы $P_э$ (рис. 1.20), представляющей собой силу, момент которой равен сумме моментов действующих сил. Так, например, для суппорта токарного станка за эквивалентную

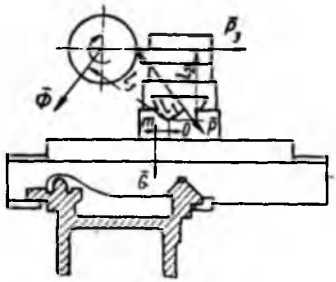


Рис. 1.20. Схема определения эквивалентной силы, действующей на суппорт в плоскости чертежа

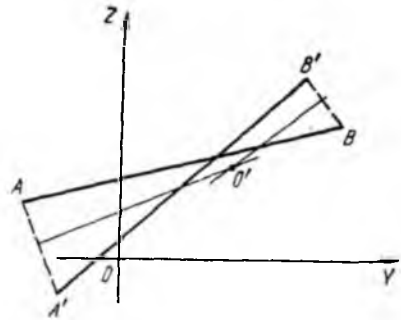


Рис. 1.21. Схема расчета координат мгновенного полюса поворота

силу в плоскости поперечного сечения детали можно принять силу

$$P_э = \frac{Pl_1 - Gm - \Phi l_3}{l_2},$$

где l_1, l_2, l_3, m — плечи, отсчитываемые от мгновенного полюса поворота O по нормалям к соответствующим силам P, $P_э$, Φ, G.

Зная величину эквивалентной силы, можно рассчитать величину перемещения режущей кромки резца

$$y = \frac{P_э}{j}.$$

Величины плеч l_1 и l_2 могут быть определены путем измерения координат двух точек прямой в двух ее положениях с последующим расчетом по известным формулам координат мгновенного полюса поворота как точки пересечения перпендикуляров, проведенных через середины отрезков, связывающих соответственно точки A и A' и B и B' (рис. 1.21).

При решении пространственной задачи необходимо рассчитать силу $P'_э$, момент которой равен сумме момента силы $P_э$ и моментов других сил, действующих в плоскости YOX. Аналогичным методом можно рассчитать эквивалентные силы, вызывающие упругие перемещения других узлов станка в направлении образования размера детали, получаемого в результате обработки.

Для изучения закономерностей процесса образования погрешностей обработки и использования их для разработки вопросов управления ходом технологического процесса ниже приведено математическое описание механизма образования погрешностей, позволяющее вскрыть качественные и количественные связи между действующими факторами и погрешностями детали.

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ ОПИСАНИЕ МЕХАНИЗМА ОБРАЗОВАНИЯ ПОГРЕШНОСТЕЙ

Учение о точности является одним из важнейших разделов технологии машиностроения. Вопросы точности механической обработки были впервые сформулированы и разработаны советскими учеными. Исследования Б. С. Балакшина, Н. А. Бородачева, Н. В. Вотинова, А. Н. Гаврилова, А. И. Каширина, В. А. Кована, В. С. Корсакова, А. П. Соколовского, А. Б. Яхина и др, создали основы науки о точности механической обработкн. Эти работы используются при проектировании и совершенствовании технологических процессов, поиске новых методов повышения точности и производительности обработки и т. д. Однако непрерывный рост требований к точности изготовления деталей требует дальнейшего развития теории точности, более глубокого и детального изучения механизма образования погрешностей механической обработки.

При разработке вопросов точности, в основном, пользуются двумя методами исследования: статистическим и расчетно-аналитическим. Первый метод на основе изучения кривых распределения погрешности [19] и точечных диаграмм позволяет оценить точность обработки, выявить как случайные, так и систематические составляющие погрешности, но при этом не дает объяснения полученным результатам. Второй метод, расчетно-аналитический, основан на теоретическом и экспериментальном изучении процесса образования погрешностей, вызываемых действием отдельных факторов, с последующим суммированием этих погрешностей по соответствующим правилам. Этот метод является более прогрессивным по сравнению со статистическим методом, так как основан на изучении физической сущности явления образования погрешностей, что позволяет творчески решать вопросы точности обработки. Поэтому в основу математического описания механизма образования погрешности обработки был положен расчетно-аналитический метод.

Были изучены работы проф. Б. С. Балакшина [3], В. С. Корсакова [19], А. П. Соколовского [42] и многих других исследователей, посвященные вскрытию закономерностей механизма образования погрешностей механической обработки деталей. Анализ этих работ показал, что накоплен большой фактический материал о различных закономерностях между погрешностями обработки и факторами, их порождающими, что позволяет, разработать математическую модель механизма образования погрешностей обработки деталей на металлорежущих станках, учитывающую совокупное действие большого числа факторов. В итоге математического описания механизма образования погрешностей обработки должны быть определены функциональные зависимости между действующими факторами и геометрическими характеристиками детали.

Рассмотрим методику математического описания механизма погрешностей на примере деталей с цилиндрическими поверхностями. Для этого последовательно вскроем зависимости между смежными этапами указанной схемы, т. е. между действующими факторами и погрешностями установки статической и динамической настройки; между погрешностями установки, статической и динамической настройки и параметрами относительного движения технологических баз детали и режущими кромками инструмента, между параметрами относительного движения и геометрическими характеристиками детали.

Для установления этих связей представим процесс образования погрешности обработки как отклонения от заданных относительных перемещений и поворотов координатных систем, проведенных через звенья системы СПИД, которые непосредственно участвуют в образовании погрешности на детали.

Первым этапом математического описания процесса образования погрешности обработки является выявление звеньев системы СПИД, перемещение и повороты которых непосредственно сказываются на точность детали. Выявление указанных звеньев осуществляется посредством размерного анализа с использованием теории базирования [3].

На рис. 1.22 в качестве примера показана размерная цепь системы СПИД круглошлифовального станка. Далее через каждую из деталей, входящих в размерную цепь системы СПИД, замыкающим звеном которой является относительное расстояние или поворот технологических баз обрабатываемой детали и режущих кромок инструмента, надо провести координатную систему.

Рассмотрим правила проведения координатных систем на деталях. Как известно из основ технологии машиностроения [3], для обработки детали ее при установке на станок или приспособление необходимо лишить шести степеней свободы. Следовательно, деталь должна иметь в явном или неявном виде (скрытые базы) полный комплект технологических баз, которые материализуются в виде поверхностей, сочетания поверхностей, осей, рисок. Поэтому для определения положения обрабатываемой детали проведем координатную систему (обозначим ее $\sum_д$) через ее технологические базы. При рассмотрении деталей типа тел вращения для упрощения изложения материала введем понятия «технологическая ось», под которой будем понимать линию ($O_д X_д$)

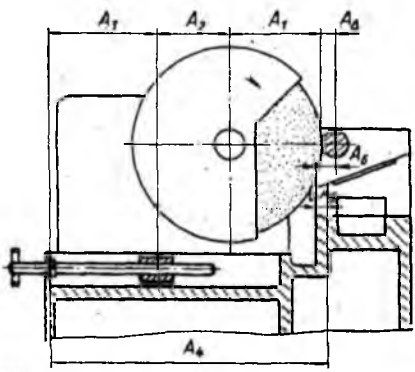


Рис. 1.22. Схема размерной цепи круглошлифовального станка

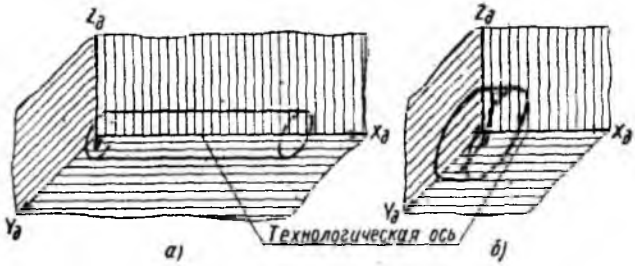


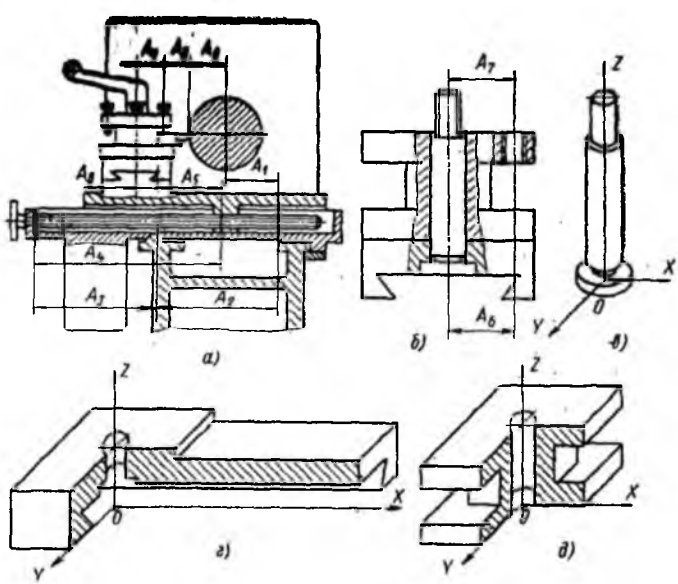
Рис. 1.23. Положение координатной системы $\sum_д$ относительно обрабатываемой детали:

а — валика; б — диска

пересечения двух координатных плоскостей $X_д O_д Z_д$ и $X_д O_д Y_д$, проведенных через технологические базы детали, и «технологический центр», под которым будем понимать точку, лежащую на технологической оси детали (рис. 1.23).

Для остальных деталей системы СПИД, входящих в размерную цепь, координатные системы проводят через основные базирующие поверхности, т. е. через те поверхности детали, которыми ее устанавливают в системе СПИД. На рис. 1.24 в качестве примера показаны детали суппортной группы токарного станка, размеры которых включены в размерную цепь станка. Анализ

Рис. 1.24. Примеры проведения координатных систем через звенья, входящие в размерную цепь системы СПИД токарного станка



размерных цепей различных технологических систем показал, что все размерные цепи, как правило, отличаются большим количеством составляющих звеньев. Поэтому, если при разработке математической модели учитывать перемещения всех составляющих звеньев, то аналитическое выражение будет очень громоздким, расчет трудоемким, а анализ весьма затруднен. В связи с изложенным было решено объединить звенья в группы, рассматривая только обрабатываемую деталь, шпиндель, станину и режущий инструмент.

Для иллюстрации изложенного на рис. 1.25 приведены примеры расположения координатных систем у различных технологических систем. Так, например, у токарного станка (см. рис. 1.25, *б*) оси координатной системы $\sum_д$ провели через технологические базы детали, а именно левый торец и линию, проходящую через оси центровых отверстий в детали. Чтобы можно

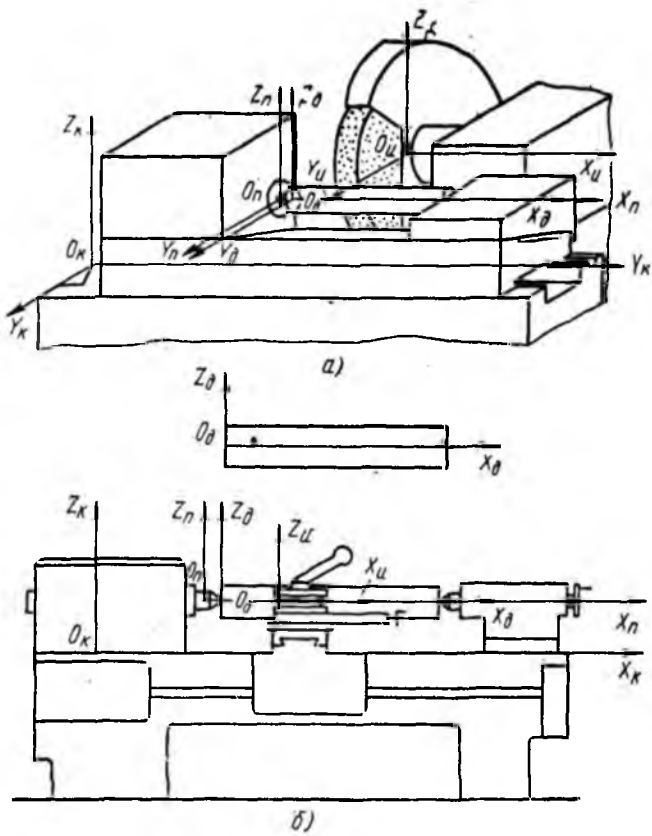


Рис. 1.25. Схема расположения координатных систем к:
а — круглошлифовальному и *б* — токарно-винторезному станкам

было количественно оценить погрешность установки детали и приспособления, координатная система (обозначим ее $\sum_п$), жестко связанная со шпинделем, проведена через основные базирующие поверхности шпинделя (см. рис. 1.25, *б*).

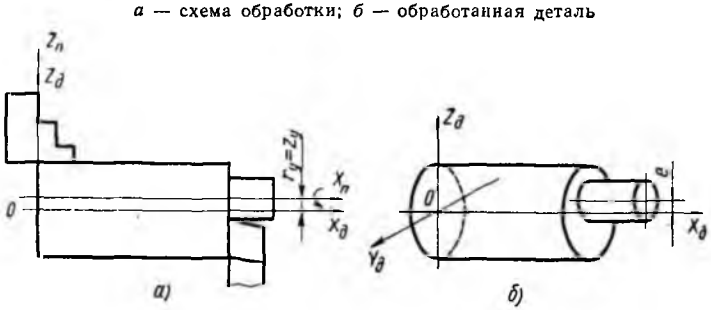
Положение координатной системы $\sum_д$ в системе $\sum_п$ можно описать тремя расстояниями (обозначим их через $x_у$, $y_у$, $z_у$), определяющими положение начала координатной системы $\sum_д$ в координатной системе $\sum_п$, и тремя поворотами координатной системы $\sum_д$, обозначив их через $\varphi_у$, $\psi_у$, $\theta_у$, где $x_у$, $y_у$, $z_у$ — координаты, определяющие расстояния между началом координатной системы $\sum_д$ и соответствующими координатными плоскостям $Y_п O_п Z_п$; $X_п O_п Y_п$; $X_п O_п Z_п$ системы $\sum_п$; $\varphi_у$, $\psi_у$, $\theta_у$ — углы поворота системы $\sum_д$ соответственно вокруг осей $O_д X_д$, $O_д Y_д$, $O_д Z_д$.

В зависимости от требуемого положения обрабатываемой поверхности относительно технологических баз детали указанные параметры, характеризующие положение систем, могут быть равны нулю или иметь значения, отличные от нуля. Например, если требуется обработать вал, у которого ось цилиндрической поверхности должна совпадать с технологической осью детали, то параметры $y_у$, $z_у$, $\psi_у$, $\theta_у$ должны быть равны нулю. Если же ось цилиндрической поверхности должна быть смещена, допустим, параллельно технологической оси детали, то размеры $z_у$, [illegible] один из них не должны равняться нулю рис. 1.26. Если в результате действия каких-либо факторов появилась погрешность установки $\omega_у$, то ее можно описать через отклонения $\Delta x_у$, $\Delta y_у$, $\Delta z_у$, $\Delta\varphi_у$, $\Delta\psi_у$, $\Delta\theta_у$.

Проведя через основные базы режущего инструмента оси координатной системы $\sum_и$, можно количественно выразить статическую настройку системы СПИД через три расстояния, определяющих положение начала координатной системы $\Sigma_и$ в системе $\Sigma_п$, и три поворота системы $\Sigma_и$. Обозначим расстояния и повороты через $x_с$, $y_с$, $z_с$, $\varphi_с$, $\psi_с$, $\theta_с$, где $x_с$, $y_с$, $z_с$ — координаты,

Рис. 1.26. Влияние параметра $z_у$ на погрешность обработки:

а — схема обработки; б — обработанная деталь



определяющие расстояния между началом координатной системы $\Sigma_и$ и соответствующими координатными плоскостями $Y_п O_п Z_п$, $X_п O_п Z_п$, $X_п O_п Y_п$ системы $\Sigma_п$; $\varphi_с$, $\psi_с$, $\theta_с$ — углы поворота системы $\Sigma_и$ соответственно вокруг осей $O_и X_и$, $O_и Y_и$, $O_и Z_и$ после настройки.

Во время статической настройки, когда отсутствуют рабочие нагрузки, в результате ошибок в настройке, измерении, наличия геометрической неточности станка, неправильного закрепления и т. п. появляется погрешность статической настройки $\omega_с$, которая может быть выражена отклонениями $\Delta x_с$, $\Delta y_с$, $\Delta z_с$, $\Delta\varphi_с$, $\Delta\psi_с$, $\Delta\theta_с$.

Чтобы иметь возможность исследовать погрешности, вносимые отдельно шпиндельным узлом и узлом, несущим режущий инструмент (например, у токарного станка — суппортная группа), проведем через направляющие станины станка оси координатной системы $\Sigma_к$. Запишем относительное положение координатных систем $\Sigma_к$ и $\Sigma_п$ через три расстояния $x_{п.к}$, $y_{п.к}$, $z_{п.к}$, определяющие положение начала координатной системы $\Sigma_п$ в системе $\Sigma_к$, и три поворота системы $\Sigma_п$, обозначив их через $\varphi_{п.к}$, $\psi_{п.к}$, $\theta_{п.к}$, где $x_{п.к}$, $y_{п.к}$, $z_{п.к}$ — координаты, определяющие расстояния между началом координатной системы $\Sigma_п$ и соответствующими координатными плоскостями $Y_к O_к Z_к$, $X_к O_к Z_к$, $X_к O_к Y_к$ системы $\Sigma_к$; $\varphi_{п.к}$, $\psi_{п.к}$, $\theta_{п.к}$ — заданные углы поворота системы $\Sigma_п$ соответственно вокруг осей $O_п X_п$, $O_п Y_п$, $O_п Z_п$.

По отклонениям этих параметров ($\Delta x_{п.к}$, $\Delta y_{п.к}$, $\Delta z_{п.к}$, $\Delta\varphi_{п.к}$, $\Delta\psi_{п.к}$, $\Delta\theta_{п.к}$) можно количественно оценить погрешности на детали, вносимые перемещениями и поворотами шпиндельной группы станка.

Рассуждая аналогично, запишем положение координатной системы $\Sigma_и$ относительно системы $\Sigma_к$ через $x_{и.к}$; $y_{и.к}$, $z_{и.к}$, $\varphi_{и.к}$, $\psi_{и.к}$, $\theta_{и.к}$, где, $x_{и.к}$, $y_{и.к}$, $z_{и.к}$ — координаты, определяющие расстояния между началом координатной системы $\Sigma_и$ и соответствующими координатными плоскостями $Y_к O_к Z_к$, $X_к O_к Z_к$, $X_к O_к Y_к$ системы $\Sigma_к$; $\varphi_{и.к}$, $\psi_{и.к}$, $\theta_{и.к}$ — углы поворота системы $\Sigma_и$ соответственно вокруг осей $O_и X_и$, $O_и Y_и$, $O_и Z_и$.

Тогда погрешность детали, вносимую перемещениями и поворотами деталей суппортной группы станка вместе с инструментом, можно количественно оценить через отклонения этих параметров $\Delta x_{и.к}$, $\Delta y_{и.к}$, $\Delta z_{и.к}$, $\Delta\varphi_{и.к}$, $\Delta\psi_{и.к}$, $\Delta\theta_{и.к}$. Введя координатные системы и соответствующие обозначения, можно перейти к установлению зависимостей между действующими факторами и погрешностями установки, статической и динамической настройки.

Чтобы изучить влияние того или иного фактора на точность обработки, прежде всего надо уметь количественно оценить действие этого фактора на относительные перемещения и повороты координатных систем $\Sigma_д$, $\Sigma_п$, $\Sigma_и$.

Перечисленные координатные системы жестко связаны с реальными деталями системы СПИД. Последние, согласно теории бази-

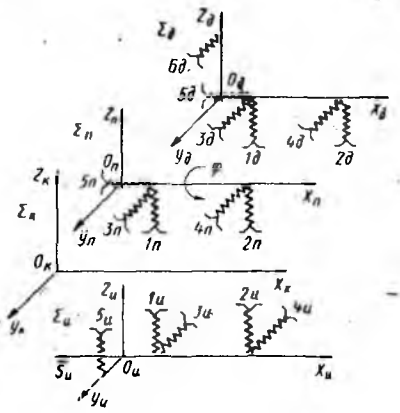
рования, должны быть лишены посредством опорных точек соответствующего числа степеней свободы. Следовательно, чтобы представить и описать влияние перемещений звеньев системы СПИД через перемещения и повороты координатных систем, нужно связать эти координатные системы посредством опорных точек. Число и расположение опорных точек на детали зависит от тех функций, которые должна выполнять деталь в системе СПИД. На расположение опорных точек оказывает влияние также выбранная схема базирования и конструктивные формы детали.

Например, обрабатываемую деталь надо лишить шести степеней свободы, поэтому координатная система $\Sigma_д$ должна быть связана с координатной системой $\Sigma_п$ шестью опорными точками; у станков, шпиндель которых имеет одну степень свободы — вращение вокруг своей оси, координатная система $\Sigma_п$ должна быть связана с системой $\Sigma_к$ пятью опорными точками; режущий инструмент (например, резец при токарной обработке), перемещающийся вместе с суппортом вдоль оси шпинделя и рассматриваемый с суппортом как одно целое, имеет одну степень свободы относительно $\Sigma_к$, поэтому координатная система $\Sigma_и$ должна быть связана с координатной системой $\Sigma_к$ пятью опорными точками и т. д.

На рис. 1.27 показаны схематично координатные системы, связанные одна относительно другой опорными точками, причем, чтобы подчеркнуть, что опорные точки не являются абсолютно твердыми телами, на рис. 1.27 знаки опорных точек изображены в условным обозначением пружины.

Таким образом, для количественной оценки влияния изучаемого фактора на перемещения и повороты координатных систем надо знать возникающие им перемещения опорных точек этих систем. Обозначим перемещения опорных точек координатной системы $\Sigma_д$ через $\lambda_{1д}, \lambda_{2д}, \ldots, \lambda_{6д}$; координатной системы $\Sigma_п$ через $\lambda_{1п}, \lambda_{2п}, \ldots, \lambda_{5п}$, координатной системы $\Sigma_и$ через $\lambda_{1и}, \lambda_{2и}, \ldots, \lambda_{5и}$.

Рис. 1.27. Упругие связи координатных систем при обработке детали



Если изучаемый фактор действует во время установки детали, то в результате его действия возникает погрешность установки, которая описывается соответствующими отклонениями параметров, приведенных выше. Если фактор действует во время статической или динамической настройки, то появляется отклонение параметров, описывающих соответствующие погрешности.

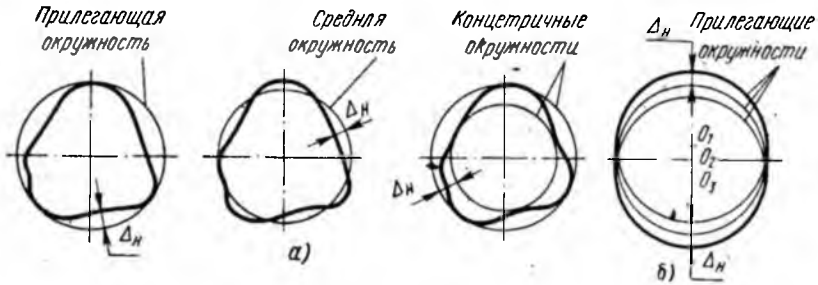
В свою очередь, погрешности установки, статической и дина-

мической настройки сказываются на точности обработки через нарушения относительного положения и движения технологических баз детали и режущих кромок инструмента. Поэтому следующим этапом математического описания является вывод уравнений относительного движения технологических баз детали и режущих кромок инструмента. Зная уравнения относительного движения, представляется возможным установить связи между отклонениями параметров движения и погрешностями установки, статической и динамической настройки. Прежде чем перейти к выводу уравнений относительного движения технологических баз детали и режущих кромок инструмента, необходимо выбрать геометрические характеристики детали, по отклонениям которых можно будет судить о погрешностях детали.

Анализ работ [3, 19, 42, 17] и др., посвященных изучению механизма образования погрешностей на деталях, обрабатываемых методом относительного винтового движения, показал, что в теоретических исследованиях устанавливали связи между величиной изучаемого фактора и отклонением расстояния между осью вращения детали и вершиной режущего инструмента. Однако отклонение относительного движения детали и инструмента, рассматриваемое в пространстве, описывается совокупностью параметров, одним из которых является расстояние между осью детали и режущими кромками инструмента. Кроме того, в исследованиях стремились устанавливать связи между величинами действующих факторов и величиной погрешности на детали, отсчитанной тем или иным способом. В этом случае выбор метода отсчета погрешности в значительной степени оказывает влияние на характер полученной зависимости. Так, например, при измерении погрешности геометрической формы в поперечном сечении у детали типа тел вращения некруглость детали (рис. 1.28, *а*) можно отсчитывать от разных баз, например, от прилегающей окружности, средней окружности, концентричных окружностей (могут быть и другие базы, от которых отсчитывается некруглость). При этом оценивать некруглость можно как максимальное отклонение

Рис. 1.28. Измерение некруглости:

а — отсчет некруглостн от разных баз; *б* — пример неодиозначного определения некруглости



точек профиля детали от базовой окружности, как расстояние между концентричными окружностями, как площадь между базовой окружностью и профилем детали и т. п. И в каждом случае погрешность геометрической формы будет отличаться от погрешностей, определенных другим способом.

Между тем следует отметить, что выбор способа отсчета погрешности на детали не может быть произвольным. Изучение вопроса количественной оценки погрешности детали, рассмотренного в [37], показало, что методика оценки должна выбираться в зависимости от задачи, поставленной перед измерением.

Например, если требуется путем измерения установить пригодность детали выполнять заданное ей служебное назначение, то и методика оценки должна выбираться исходя из служебного назначения этой детали.

Анализ способов построения окружностей, служащих базой отсчета погрешности формы, показал, что эти способы основаны на правилах, которые не отражают функциональной связи между значением изучаемого фактора и погрешностью на детали. Например, при измерении некруглости как максимального отклонения точек профиля от средней окружности, последняя проводится так, чтобы сумма отклонений точек профиля детали относительно нее была бы наименьшей. В то же время характер профиля детали в поперечном сечении зависит от изменения радиуса-вектора детали при повороте его на 360°, где отклонение значения радиуса в каждом угловом положении определяется действием изучаемого фактора.

Таким образом, при проведении средней окружности по указанному правилу утрачивается связь между конкретным отклонением радиуса детали и величиной изучаемого фактора. Следует отметить также и то обстоятельство, что в ряде случаев имеет место неоднозначность в количественной оценке погрешности обработки. В качестве примера можно привести измерение некруглости от прилегающей окружности (рис. 1.28, *б*), когда в профиль детали можно вписать несколько прилегающих окружностей одинакового максимально возможного диаметрального размера, но разного расположения, что приводит к разной оценке некруглости. Все вышеизложенное говорит о том, что установление связи между действующими факторами и величинами погрешностей, определенных по той или иной методике измерения, препятствует вскрытию функциональных связей между факторами и погрешностями и проведению широких обобщений по результатам исследований, так как полученные зависимости будут справедливы лишь для деталей, точность которых определяется по той же методике. Поэтому при математическом описании механизма образования погрешностей необходимо устанавливать функциональные связи между величинами действующих факторов и такими геометрическими характеристиками детали, посредством

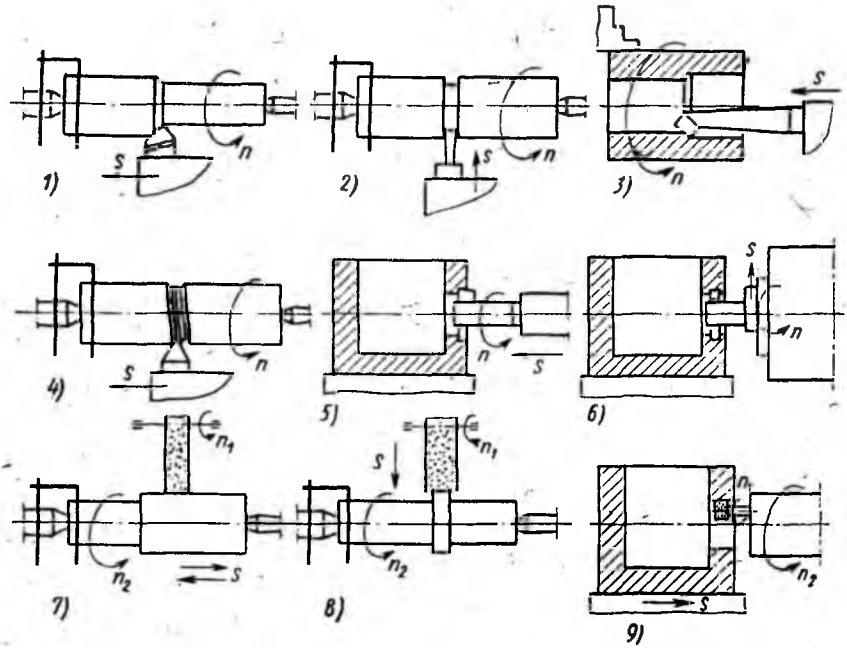


Рис. 1.29. Схемы методов обработки деталей с поверхностями вращения

которых можно было бы описать обработанную поверхность детали относительно ее техиологических баз. Это позволит и описать механизм образования погрешностей, и произвести, в случае необходимости, последующую количественную оценку погрешности по любой методике в зависимости от задачи измерения. Такой геометрической характеристикой детали, удовлетворяющей поставленной задаче, является радиус-вектор точки поверхности детали, проведенный из начала координат, проведенных через технологические базы детали.

Таким образом, в итоге математического описания механизма образования погрешностей обработки должны быть определены функциональные зависимости между дейетвующими факторами и отклонениями радиуса-вектора детали.

Перейдем к выводу уравнений относительного движения технологических баз детали и режущих кромок инструмента, что позволит установить связи отклонений параметров относительного движения детали и режущего инструмента с отклонениями радиуса-вектора детали. Способы осуществления относительного движения обрабатываемой детали и режущего инструмента весьма разнообразны, а их выбор определяется принятым методом обработки и станком. На рис. 1.29 приведены схемы различных методов обработки и указаны относительные движения, совершаемые деталью и инструментом в процессе обработки. Анализ этих схем

позволил составить обобщенную схему относительного движения (рис. 1.30, *а*), которая охватывает подавляющее большинство кинематических схем, применяемых на практике. На рис. 1.30, *б* приведены схемы относительного движения, нашедшие наибольшее употребление и являющиеся частными случаями обобщенной схемы.

Если обработка детали осуществляется точением или растачиванием, то для описания получаемой поверхности детали достаточно вывода уравнения относительного движения вершины режущего инструмента и технологических баз детали. В этом случае из рассмотрения опускается получаемый в результате обработки микрорельеф поверхности.

В тех случаях, когда длина режущих кромок инструмента, формирующих обрабатываемую поверхность детали, достигает значительной величины (например, при обработке шлифованием, нарезке резцом резьбы, обработке фасонным инструментом), необходим для описания обработанной поверхности вывод уравнения относительного движения режущих кромок инструмента и технологических баз детали. Вывести уравнения относительного движения технологических баз детали и режущих кромок инструмента это значит установить уравнения движения режущих кромок инструмента в координатной системе детали ($\Sigma_д$). В результате решения этих уравнений для каждого момента времени можно будет рассчитать координаты любой точки режущих кро-

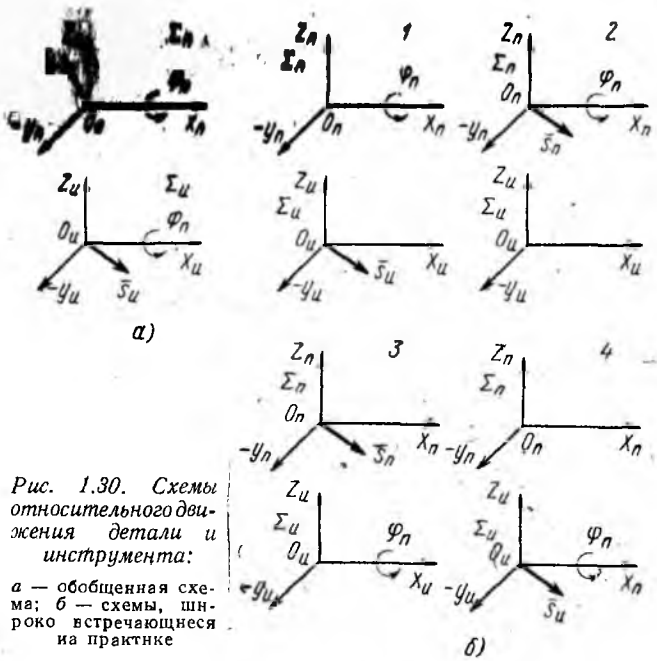


Рис. 1.30. Схемы относительного движения детали и инструмента:

а — обобщенная схема; *б* — схемы, широко встречающиеся на практике

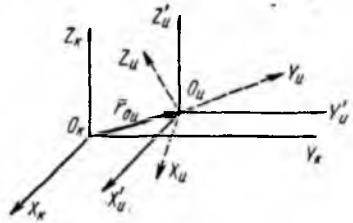


Рис. 1.31. Поворот координатной системы $\Sigma_и$ относительно неподвижной системы $\Sigma_к$

мок инструмента в системе $\Sigma_д$ и, следовательно, можно будет построить обработанную поверхность детали в системе $\Sigma_д$.

Вывод уравнений относительного движения технологических баз детали и вершины режущего инструмента («точечный» контакт). Для вывода уравнений относительного движения технологических баз детали и вершины режущего инструмента достаточно установить связи между координатами вершины (обозначим ее точкой M) режущего инструмента в системах $\Sigma_н$ и $\Sigma_д$. Так как относительное положение систем $\Sigma_и$ и $\Sigma_д$ с течением времени t изменяется, то формулы перехода из одной системы координат в другую будут являться уравнениями движения:

$$\begin{cases} x_д = f_1(x_н,\ y_и,\ z_и,\ t); \\ y_д = f_2(x_и,\ y_и,\ z_и,\ t); \\ z_д = f_3(x_и,\ y_и,\ z_и,\ t), \end{cases} \tag{1.1}$$

где $x_и$, $y_и$, $z_и$ — координаты точки M в системе $\Sigma_и$.

Согласно обобщенной схеме (см. рис. 1.30, *а*), координатная система $\Sigma_и$ может вращаться вокруг своей оси $O_иX_и$ по закону $\varphi' = \varphi'(t)$ и поступательно перемещаться по отношению к системе $\Sigma_к$ по закону $\overline{S}_и = \overline{S}_и(t)$; координатная система $\Sigma_п$ может вращаться вокруг своей оси $O_пX_п$ по закону $\varphi = \varphi(t)$ и поступательно перемещаться по отношению к системе $\Sigma_к$ по закону $\overline{S}_п = \overline{S}_п(t)$. Будем считать, что в общем случае все координатные системы $\Sigma_д$, $\Sigma_п$, $\Sigma_к$ и $\Sigma_и$ не совпадают.

Положение системы $\Sigma_и$ относительно неподвижной системы $\Sigma_к$ определяется шестью параметрами:

$x_{O_н}$, $y_{O_и}$, $z_{O_и}$ — координатами начала (точка $O_и$) системы Σ в системе $\Sigma_к$;

$\varphi_и$, $\psi_и$, $\theta_и$ — углами поворота трехгранника $O_иX_иY_иZ_н$ (рис. 1.31) соответственно вокруг осей $O_иX'_и$, $O_иY'_и$, $O_иZ'_и$ трехгранника $O_иX'_иY'_иZ'_и$, у которого оси параллельны осям неподвижной системы $\Sigma_к$.

Из аналитической геометрии [22, 23] известно, что формулы перехода из одной пространственной системы в другую можно представить в виде

$$\begin{cases} x = u_{11}x_и + u_{12}y_и + u_{13}z_и; \\ y = u_{21}x_и + u_{22}y_и + u_{23}z_и; \\ z = u_{31}x_и + u_{32}y_н + u_{33}z_и, \end{cases} \tag{1.2}$$

где x, y, z — координаты точки M в неподвижной системе координат;

$x_и, y_и, z_и$ — координаты точки M в системе $\Sigma_и$;

$x_{Oи}, y_{Oи}, z_{Oи}$ — координаты вершины $O_и$ системы $\Sigma_и$ в неподвижной системе $\Sigma_к$;

$u_{11}, u_{12}, \ldots, u_{33}$ — коэффициенты, численно равные косинусам углов между осями системы $\Sigma_к$ и $\Sigma_н$, т. е.

$$u_{11} = \cos(\widehat{OXO_иX_и}) \quad u_{21} = \cos(\widehat{OYO_иX_и})$$

$$u_{12} = \cos(\widehat{OXO_иY_и}) \quad u_{22} = \cos(\widehat{OYO_иY_и})$$

$$u_{13} = \cos(\widehat{OXO_иZ_и}) \quad u_{23} = \cos(\widehat{OYO_иZ_и})$$

$$u_{31} = \cos(\widehat{OZO_иX_и})$$

$$u_{32} = \cos(\widehat{OZO_иY_и})$$

$$u_{33} = \cos(\widehat{OZO_иZ_и}).$$

Эти коэффициенты удобнее представлять матрицей

$$M_н = \begin{Vmatrix} u_{11} & u_{12} & u_{13} \\ u_{21} & u_{22} & u_{23} \\ u_{31} & u_{32} & u_{33} \end{Vmatrix},$$

Радиус-вектор $\bar{r}$, определяющий точку M в системе $\Sigma_к$, столбцевую матрицу

$$\bar{r} = \begin{Vmatrix} x \\ y \\ z \end{Vmatrix}.$$

Аналогично запишем

$$\bar{r}_и = \begin{Vmatrix} x_и \\ y_и \\ z_и \end{Vmatrix}, \quad \bar{r}_{Oи} = \begin{Vmatrix} x_{Oи} \\ y_{Oи} \\ z_{Oи} \end{Vmatrix},$$

где $\bar{r}_н$ — радиус-вектор, определяющий точки M в системе $\Sigma_и$;

$r_{Oи}$ — радиус-вектор, определяющий точку $O_и$ в системе $\Sigma_к$.

Тогда формулы (1.2) в векторной форме можно записать так:

$$\bar{r} = M_и\bar{r}_и + \bar{r}_{Oи}. \qquad (1.3)$$

Определим элементы матрицы $M_и$, т. е. коэффициенты u_{11}, u_{12}, u_{13}, для этого представим формулу (1.3) в развернутом виде [23]

$$\bar{r} = M_{иZ}M_{иY}M_{иX}\bar{r}_н + \bar{r}_{Oи}, \qquad (1.4)$$

где $M_{иZ}$, $M_{иY}$, $M_{иX}$ — матрицы поворотов соответственно вокруг осей Z, Y, X на углы $\theta_и$, $\psi_и$, $\varphi_и$.

Например, повернем координатную систему $\Sigma_и$ только вокруг оси $O_иX_и$ на угол $\varphi_и$ (рис. 1.32), тогда направляющие косинусы повернутых осей по отношению к неповернутым будут следующими:

	$O_иX_и$	$O_иY_и$	$O_иZ_и$
$O_иX'_и$	1	0	0
$O_иY'_и$	0	$\cos\varphi_и$	$-\sin\varphi_н$
$O_иZ'_н$	0	$\sin\varphi_и$	$\cos\varphi_и$

т. е.

$$M_{иX} = \begin{Vmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos\varphi_и & -\sin\varphi_и \\ 0 & \sin\varphi_и & \cos\varphi_и \end{Vmatrix}.$$

Аналогично можно было записать матрицы поворота $M_{иY}$ вокруг оси $O_иY'_и$ и $M_{иZ}$ — вокруг оси $O_иZ'_и$, т. е.

$$M_{иY} = \begin{Vmatrix} \cos\psi_и & 0 & \sin\psi_и \\ 0 & 1 & 0 \\ -\sin\psi_и & 0 & \cos\psi_и \end{Vmatrix}, \quad M_{иZ} = \begin{Vmatrix} \cos\theta_и & -\sin\theta_и & 0 \\ \sin\theta_и & \cos\theta_и & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{Vmatrix}.$$

Согласно равенству (1.4), перемножим матрицы $M_{иX}$, $M_{иY}$, $M_{иZ}$, тогда

$$M_и = \begin{Vmatrix} \cos\theta_и\cos\psi_и & -\sin\theta_и\cos\psi_и & \sin\psi_и \\ \cos\theta_и\sin\psi_и\sin\varphi_и + & -\sin\theta_и\sin\psi_и\sin\varphi_и + & -\cos\psi_и \times \\ + \sin\theta_и\cos\varphi_и & + \cos\theta_и\cos\varphi_и & \times \sin\varphi_и \\ \sin\theta_н\sin\varphi_и - \cos\theta_и \times & \sin\theta_и\sin\psi_и\cos\varphi_и + & \cos\psi_и\cos\varphi_и \\ \times \sin\psi_и\cos\varphi_и & + \cos\theta_и\sin\varphi_и & \end{Vmatrix} =$$

$$= \begin{Vmatrix} u_{11} & u_{12} & u_{13} \\ u_{21} & u_{22} & u_{23} \\ u_{31} & u_{32} & u_{33} \end{Vmatrix}.$$

Из выражения матрицы следует, что

$u_{11} = \sin\theta_и\cos\psi_и$; $u_{21} = \cos\theta_и\sin\psi_и\sin\varphi_и + \sin\theta_и\cos\varphi_и$;

$u_{12} = -\sin\theta_и\cos\psi_и$; $u_{22} = -\sin\theta_и\sin\psi_и\sin\varphi_и + \cos\theta_и\cos\varphi_и$;

$u_{13} = \sin\psi_и$; $u_{23} = -\cos\psi_и\sin\varphi_и$;

$u_{31} = \sin\theta_и\sin\psi_и\sin\varphi_и + \sin\theta_и\cos\varphi_и$;

$u_{32} = \sin\theta_и\sin\psi_и\cos\varphi_и + \cos\theta_и\sin\varphi_и$;

$u_{33} = \cos\psi_н\cos\varphi_н$.

Чтобы учесть заданное вращение и перемещение системы $\Sigma_и$ в неподвижной системе координат $\Sigma_к$, введем в уравнение (1.3) матрицу поворота $M_и'$ и вектор перемещения $\bar{S}_и$, которые могут быть записаны как:

$$\bar{S}_и = \begin{Vmatrix} S_{иX} \\ S_{иY} \\ S_{иZ} \end{Vmatrix} = S_{иX}\bar{i} + S_{иY}\bar{j} + S_{иZ}\bar{k},$$

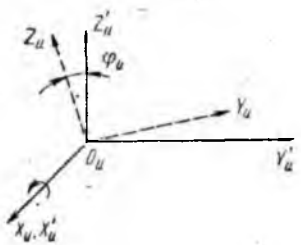


Рис. 1.32. Поворот координатной систем $\sum_и$ вокруг оси $O_и X_и$

где $S_{иX}$, $S_{иY}$, $S_{иZ}$ — проекции вектора $\bar{S}_и$ на координатные оси системы $\Sigma_к$;

$\bar{i}$, $\bar{j}$, $\bar{k}$ — единичные векторы (орты);

$$M_и' = \begin{Vmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos\varphi' & -\sin\varphi' \\ 0 & \sin\varphi' & \cos\varphi' \end{Vmatrix},$$

тогда

$$\bar{r} = M_и' M_и \bar{r}_и + \bar{r}_{Oи} + \bar{S}_и. \qquad (1.5)$$

Перемножив матрицы $M_и'$ и $M_и$, получим

$$M_и^* = M_и' M_и = \begin{Vmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos\varphi' & -\sin\varphi' \\ 0 & \sin\varphi' & \cos\varphi' \end{Vmatrix} \begin{Vmatrix} u_{11} & u_{12} & u_{13} \\ u_{21} & u_{22} & u_{23} \\ u_{31} & u_{32} & u_{33} \end{Vmatrix} =$$

$$= \begin{Vmatrix} v_{11} & v_{12} & v_{13} \\ v_{21} & v_{22} & v_{23} \\ v_{31} & v_{32} & v_{33} \end{Vmatrix},$$

где

$$v_{11} = u_{11}; \quad v_{21} = \cos\varphi' u_{21} - \sin\varphi' u_{31};$$
$$v_{12} = u_{12}; \quad v_{22} = \cos\varphi' u_{22} - \sin\varphi' u_{32};$$
$$v_{13} = u_{13}; \quad v_{23} = \cos\varphi' u_{23} - \sin\varphi' u_{33};$$
$$v_{31} = \sin\varphi' u_{21} + \cos\varphi' u_{31};$$
$$v_{32} = \sin\varphi' u_{22} + \cos\varphi' u_{32};$$
$$v_{33} = \sin\varphi' u_{23} + \cos\varphi' u_{33}.$$

Положение системы $\Sigma_п$ в неподвижной системе $\Sigma_к$ определяется шестью параметрами: тремя координатами $x_{Oп}$, $y_{Oп}$, $z_{Oп}$ начала (точка $O_п$) системы $\Sigma_п$ в системе $\Sigma_к$ и тремя поворотами $\varphi_п$, $\psi_п$, $\theta_п$ трехгранника $O_п X_п Y_п Z_п$ вокруг соответствующих осей $O_п X_п'$, $O_и Y_п'$, $O_п Z_п'$ трехгранника $O_п X_п' Y_и' Z_п'$, оси которого параллельны осям неподвижной системы $\Sigma_к$ (рис. 1.33).

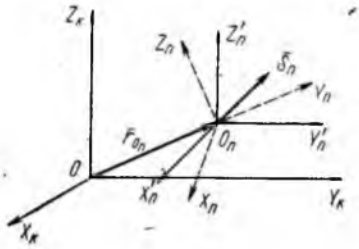


Рис. 1.33. Поворот координатной системы $\sum_{п}$ относительно системы $\sum_{к}$

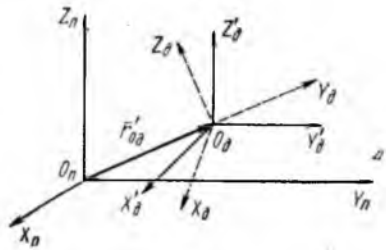


Рис. 1.34. Поворот координатной системы $\sum_{д}$ относительно системы $\sum_{п}$

Положение системы $\Sigma_д$ в системе $\Sigma_п$ определяется тоже шестью параметрами: тремя координатами $x_{по_д}$, $y_{по_д}$, $z_{по_д}$ начала (точка $O_д$) системы $\Sigma_д$ в системе $\Sigma_п$ и тремя поворотами $\varphi_д$, $\psi_д$, $\theta_д$ трехгранника $O_д X_д Y_д Z_д$ вокруг соответствующих осей $O_д X'_д$, $O_д Y'_д$, $O_д Z'_д$ трехгранника $O_д X'_д Y'_д Z'_д$, оси которого параллельны осям подвижной системы $\Sigma_п$ (рис. 1.34).

Записав формулы перехода из системы $\Sigma_к$ в систему $\Sigma_п$ и из системы $\Sigma_п$ в систему $\Sigma_д$, получим уравнение движения вершины инструмента (точка M) в координатной системы $\Sigma_д$ в векторной форме

$$\bar{r}_д = M_д \left[M'_п M_п \left(M'_и M_и \bar{r}_и + \bar{r}_{O\,и} + \bar{S}_и - \bar{r}_{O\,п} + \bar{S}_п \right) \right] - \bar{r}_{по_д} \quad (1.6)$$

$$\bar{r}_д = M_д M'_п M_п M'_и M_и \bar{r}_и + M_д M'_п M_п \left(\bar{r}_{O\,и} + \bar{S}_и - \bar{r}_{O\,п} - \bar{S}_п \right) - M_д \bar{r}_{по_д},$$

где $\bar{r}_{Oп}$ — радиус-вектор, определяющий положение вершины $O_п$ системы $\Sigma_п$ в неподвижной системе $\Sigma_к$;

$M_п$ — матрица поворота системы $\Sigma_п$ соответственно вокруг осей $O_п X_п$, $O_п Y_п$, $O_п Z_п$;

$M'_п$ — матрица поворота, учитывающая заданное схемой относительного движения детали и инструмента вращение системы $\Sigma_п$;

$M_д$ — матрица поворотов системы $\Sigma_д$ соответственно вокруг осей $O_д X_д$, $O_д Y_д$, $O_д Z_д$;

$\bar{r}_{по_д}$ — радиус-вектор, определяющий положение вершины $O_д$ системы $\Sigma_д$ в системе $\Sigma_п$.

Перепишем уравнение (1.6) в таком виде:

$$\bar{r}_д = M_д M'_п M_п M'_и M_и \bar{r}_и + M_д M'_п M_п \left(\bar{r}_{Oи} + \right.$$
$$\left. + \bar{S}_и - \bar{r}_{Oп} - \bar{S}_п \right) - M_д \bar{r}_{по_д}.$$

Введем обозначения:

$$M_д M'_п M_п M'_и M_и = M_{ид},$$
$$M_д M'_п M_п = M_{пд}.$$

Обозначим элементы матрицы $M_{пд}$ через c_{ij}, а элементы матрицы $M_{ид}$ через d_{ij}, тогда

$$M_{пд} = \begin{Vmatrix} c_{11} & c_{12} & c_{13} \\ c_{21} & c_{22} & c_{23} \\ c_{31} & c_{32} & c_{33} \end{Vmatrix};$$

$$M_{ид} = \begin{Vmatrix} d_{11} & d_{12} & d_{13} \\ d_{21} & d_{22} & d_{23} \\ d_{31} & d_{32} & d_{33} \end{Vmatrix}.$$

Произведя операцию умножения матриц, получим

$$c_{11} = a_{11}m_{11} + a_{12}m_{21} + a_{13}m_{31};\quad d_{11} = c_{11}v_{11} + c_{12}v_{21} + c_{13}v_{31};$$
$$c_{12} = a_{11}m_{12} + a_{12}m_{22} + a_{13}m_{32};\quad d_{12} = c_{11}v_{12} + c_{12}v_{22} + c_{13}v_{32};$$
$$c_{13} = a_{11}m_{13} + a_{12}m_{23} + a_{13}m_{33};\quad d_{13} = c_{11}v_{13} + c_{12}v_{23} + c_{13}v_{33};$$
$$c_{21} = a_{21}m_{11} + a_{22}m_{21} + a_{23}m_{31};\quad d_{21} = c_{21}v_{11} + c_{22}v_{21} + c_{23}v_{31};$$
$$c_{22} = a_{21}m_{12} + a_{22}m_{22} + a_{23}m_{32};\quad d_{22} = c_{21}v_{12} + c_{22}v_{22} + c_{23}v_{32};$$
$$c_{23} = a_{21}m_{13} + a_{22}m_{23} + a_{23}m_{33};\quad d_{23} = c_{21}v_{13} + c_{22}v_{23} + c_{23}v_{33};$$
$$c_{31} = a_{31}m_{11} + a_{32}m_{21} + a_{33}m_{31};\quad d_{31} = c_{31}v_{11} + c_{32}v_{21} + c_{33}v_{31};$$
$$c_{32} = a_{31}m_{12} + a_{32}m_{22} + a_{33}m_{32};\quad d_{32} = c_{31}v_{12} + c_{32}v_{22} + c_{33}v_{32};$$
$$c_{33} = a_{31}m_{13} + a_{32}m_{23} + a_{33}m_{33};\quad d_{33} = c_{31}v_{13} + c_{32}v_{23} + c_{33}v_{33}.$$

В координатной форме уравнение относительного движения **точки (вершины режущего инструмента)** запишется в следующем

$$x_д = x_и d_{11} + y_и d_{12} + z_и d_{13} + [(x_{Oи} + S_{иX} - x_{Oп} + S_{пX}) c_{11} + (y_{Oи} + S_{иY} - y_{Oп} - S_{пY}) c_{12} + (z_{Oи} + S_{иZ} - z_{Oп} - S_{пZ}) c_{13} - x_{пOд}a_{11} - y_{пOд}a_{12} - z_{пOд}a_{13}];$$

$$\left.\begin{aligned} y_д &= x_и d_{21} + y_и d_{22} + z_и d_{23} + [(x_{Oи} + S_{иX} - x_{Oп} - S_{пX}) c_{21} + (y_{Oи} + S_{иY} - y_{Oп} - S_{пY}) c_{22} + (z_{Oи} + S_{иZ} - z_{Oп} - S_{пZ}) c_{23} - x_{пOд}a_{21} - y_{пOд}a_{22} - z_{пOд}a_{23}]; \\ z_д &= x_и d_{31} + y_и d_{32} + z_и d_{33} + [(x_{Oи} + S_{иX} - x_{Oп} - S_{пX}) c_{31} + (y_{Oи} + S_{иY} - y_{Oп} - S_{пY}) c_{32} + (z_{Oи} + S_{иZ} - z_{Oп} - S_{пZ}) c_{33} - x_{пOд}a_{31} - y_{пOд}a_{32} - z_{пOд}a_{33}]. \end{aligned}\right\} \quad (1.7)$$

Ниже приведены уравнения относительного движения для четырех схем относительного движения, показанных на рис. 1.30, *б*.

Схема 1: $\varphi_и = 0$; $\bar{S}_п = 0$.

$$\bar{r}_д = M_д M'_п M_п M_и \bar{r}_и + M_д M'_п M_п (\bar{r}_{Oи} - \bar{S}_и - \bar{r}_{Oп}) - M_д \bar{r}_{под}.$$

Схема 2: $\varphi_и = 0$; $\bar{S}_и = 0$:

$$\bar{r}_д = M_д M'_п M_п M_и \bar{r}_и + M_д M'_п M_п (\bar{r}_{Oи} - \bar{S}_п - \bar{r}_{Oп}) - M_д \bar{r}_{под}.$$

Схема 3: $\varphi_п = 0$; $\bar{S}_и = 0$:

$$\bar{r}_д = M_д M_п M'_и M_и \bar{r}_и + M_д M_п (\bar{r}_{Oи} - \bar{S}_п - \bar{r}_{Oп}) - M_д \bar{r}_{под}.$$

Схема 4: $\varphi_п = 0$; $\bar{S}_п = 0$.

$$\bar{r}_д = M_д M_п M'_и M_и \bar{r}_и + M_п (\bar{r}_{Oи} - \bar{S}_и - \bar{r}_{Oп}) - M_д \bar{r}_{под}.$$

Установление связей между погрешностями установки, статической и динамической настройки, отклонениями параметров относительного движения детали и инструмента и точностью обработки. Основной геометрической характеристикой детали, по отклонениям которой можно судить о погрешности обработки, является радиус-вектор $\bar{r}_д$ (рис. 1.35) в системе координат $\Sigma_д$, проведенной через технологические базы детали.

Погрешность детали в каждой ее точке M_i будем считать

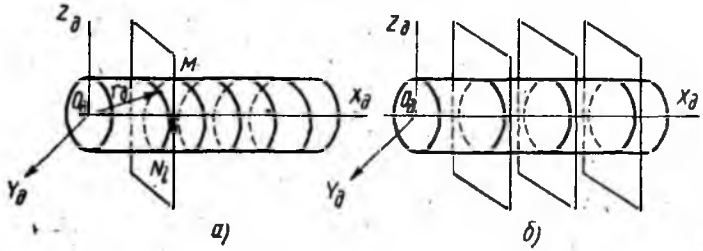
$$\Delta \bar{r}_д = \bar{r}_{д_i} - \bar{r}_{д_{i0}},$$

где $\bar{r}_{д_{i0}}$ — заданное значение радиуса-вектора $\bar{r}_д$ в точке M_i в поперечном сечении детали.

В уравнении движения (1.6) в соответствии с обобщенной схемой относительного движения следует различать кинематические и размерные параметры. К кинематическим параметрам относятся матрицы поворотов $M'_п$, $M'_и$ и векторы поступательных движений $\bar{S}_п$ и $\bar{S}_и$, посредством которых описывается заданное относительное движение детали и инструмента. К размерным параметрам относятся параметры, входящие в оставшиеся в уравнениях движения матрицы поворота, и радиусы-векторы, которые характеризуют относительное положение координатных систем $\Sigma_д$, $\Sigma_п$, $\Sigma_к$, $\Sigma_и$.

Рис. 1.35. Схема образования поверхности детали:

а — схема образования профиля в поперечном сечении б — поверхность как сумма профилей в поперечном сечении



Установим связь между отклонениями размерных параметров относительного движения и точностью обработки детали. Пусть точка M (вершина инструмента) движется в системе координат $\Sigma_д$ в соответствии с заданным относительным движением, тогда в системе $\Sigma_д$ она опишет винтовую линию (рис. 1.35, *а*). Следовательно, в каждой секущей плоскости N_i будет один след пересечения винтовой линией этой плоскости. С помощью выведенных уравнений относительного движения (1.6) можно рассчитать радиус-вектор $\bar{r}_{дi}$, вершиной которого является точка пересечения винтовой линии с плоскостью N_i. Таким образом, геометрически процесс образования поверхности детали можно представить в виде изменения по величине и направлению радиуса-вектора $\bar{r}_д$. Любую деталь типа тела вращения можно представить как совокупность бесчисленного множества профилей поперечных сечений, лежащих в плоскостях, секущих деталь перпендикулярно оси $O_д X_д$ (рис. 1.35, *б*). Поэтому, установив влияние отклонений параметров относительного движения на точность обработки детали в поперечном сечении, можно определить их влияние на точность обработки детали в целом. Рассмотрим образование профиля детали в поперечном сечении. Для этого спроектируем $\bar{r}_д$ на секущую плоскость N_i (рис. 1.36, *а*) и обозначим его проекцию через $\bar{r}'_д$.

Для анализа влияния перемещений и поворотов каждой из координатных систем $\Sigma_д$, $\Sigma_п$, $\Sigma_и$ на точность обработки представим проекцию $\bar{r}'_д$ в виде суммы

$$\bar{r}'_д = \bar{r}'_у + \bar{r}'_н, \qquad (1.8)$$

где $\bar{r}'_у$ — проекция радиуса-вектора установки, которая характеризует влияние перемещений и поворотов системы $\Sigma_д$ на точность обработки детали в поперечном сечении;

$\bar{r}'_н$ — проекция радиуса-вектора настройки, которая характеризует влияние суммарных перемещений и поворотов координатных систем $\Sigma_п$ и $\Sigma_и$ на точность обработки детали в поперечном сечении.

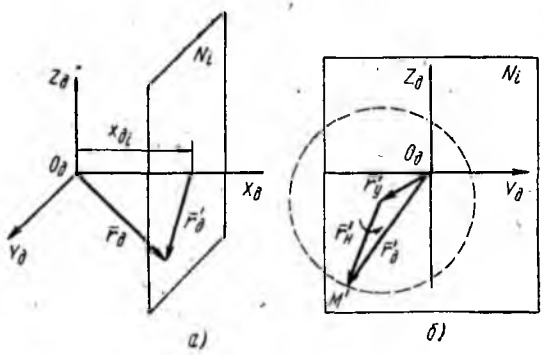


Рис. 1.36. *Схема образования профиля в поперечном сечении детали:*
а — проекция $\bar{r}_д$ на плоскость N_i; б — формирование $\bar{r}'_д$ в плоскости N_i

Величины и направления векторов $\bar{r}'_{у}$, $\bar{r}'_{и}$ определяются через соответствующие радиусы-векторы и матрицы поворота

$$\bar{r}'_{у}\begin{cases}\bar{r}_{по д}\,; \\ M_{д}\end{cases} \quad \bar{r}'_{н}\begin{cases}\bar{r}_{Оп},\ \bar{r}_{и} \\ M_{п},\ M_{и}\end{cases}.$$

В свою очередь, радиус-вектор $\bar{r}'_{н}$ можно представить как результат векторной суммы

$$\bar{r}'_{и} = \bar{r}'_{п.\,и} + \bar{r}'_{и},$$

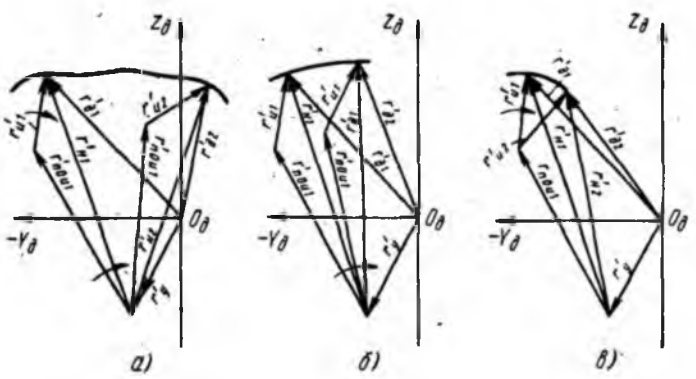
где $\bar{r}'_{п.\,и}$ — радиус вектор, определяющий расстояние и направление между осями $O_{п}X_{п}$ и $O_{и}X_{и}$ в секущей плоскости;

$\bar{r}'_{и}$ — радиус-вектор, определяющий расстояние и направление между осью $O_{и}X_{и}$ и точкой M в секущей плоскости.

Согласно обобщенной схеме (см. рис. 1.30, *а*) формирование радиуса-вектора $\bar{r}'_{д}$ в поперечном сечении можно представить следующим образом. В процессе обработки радиусы-векторы $\bar{r}'_{у}$, $\bar{r}'_{и}$ и $\bar{r}'_{д}$ в соответствии с заданным законом относительного движения вращаются, как показано на рис. 1.36, *б*, и образуют радиус-вектор $\bar{r}'_{д}$. На рис. 1.37 показаны схемы образования $\bar{r}'_{д_i}$ для четырех кинематических схем. Во время обработки под действием различных факторов возникают отклонения радиусов-векторов $\bar{r}'_{у}$ и $\bar{r}'_{н}$, в результате чего появляются отклонения параметров относительного движения и на детали возникает погрешность.

Выведенные уравнения относительного движения технологических баз детали и вершины режущего инструмента, отражая связи между отклонениями параметров относительного движения и $\bar{r}'_{н}$, $\bar{r}'_{д}$, тем самым позволяют установить влияние отклонений параметров на отклонения $\Delta\bar{r}_{д}$, а следовательно, и на погрешности

Рис. 1.37. Формирование $\bar{r}'_{д}$ при обработке в соответствии с:
а — обобщенной схемой; б — 1, 2 схемами; в — 3, 4 схемами



размеров, относительных поворотов и геометрической формы детали.

Для расчета отклонений $\Delta\bar{r}'_y$, $\Delta\bar{r}'_н$ запишем аналитические выражения $\bar{r}'_y$, $\bar{r}'_н$. Чтобы найти уравнение $\bar{r}_y$, запишем формулы перехода из системы $\Sigma_п$ в систему $\Sigma_д$:

$$\bar{r}_д = M_д\bar{r}_п - M_д\bar{r}_{пОд}$$

или в координатной форме

$$\begin{cases} x_д = x_п a_{11} + y_п a_{12} + z_п a_{13} - (x_{пОд}a_{11} + y_{пОд}a_{12} + z_{пОд}a_{13}); \\ y_д = x_п a_{21} + y_п a_{22} + z_п a_{23} - (x_{пОд}a_{21} + y_{пОд}a_{22} + z_{пОд}a_{23}); \\ z_д = x_п a_{31} + y_п a_{32} + z_п a_{33} - (x_{пОд}a_{31} + y_{пОд}a_{32} + z_{пОд}a_{33}). \end{cases} \quad (1.9)$$

Пусть положение секущей плоскости N_i, параллельной плоскости $Y_д O_д Z_д$, определяется расстоянием $x_д$ от $O_д$. Найдем точку пересечения плоскости N_i с осью $O_п X_п$, у которой $y_п = 0$, $z_п = 0$.

Подставляя $y_п$ и $z_п$ в уравнения (1.9), получим

$$\begin{cases} x_д = x_п a_{11} - (x_{пОд}a_{11} + y_{пОд}a_{12} + z_{пОд}a_{13}); \\ y_д = x_п a_{21} - (x_{пОд}a_{21} + y_{пОд}a_{22} + z_{пОд}a_{23}); \\ z_д = x_п a_{31} - (x_{пОд}a_{31} + y_{пОд}a_{32} + z_{пОд}a_{33}), \end{cases} \quad (1.10)$$

[illegible]

$$l_п = \frac{x_д}{a_{11}} + \frac{(x_{пОд}a_{11} + y_{пОд}a_{12} + z_{пОд}a_{13})}{a_{11}}.$$

[illegible]

$$\begin{cases} y_д^{(y)} = x_д \frac{a_{21}}{a_{11}} + \frac{a_{21}}{a_{11}}(x_{пОд}a_{11} + y_{пОд}a_{12} + z_{пОд}a_{13}) - \\ \qquad - (x_{пОд}a_{21} + y_{пОд}a_{22} + z_{пОд}a_{23}); \\ z_д^{(y)} = x_д \frac{a_{31}}{a_{11}} + \frac{a_{31}}{a_{11}}(x_{пОд}a_{11} + y_{пОд}a_{12} + z_{пОд}a_{13}) - \\ \qquad - (x_{пОд}a_{31} + y_{пОд}a_{32} + z_{пОд}a_{33}), \end{cases} \quad (1.11)$$

где $y_д^{(y)}$, $z_д^{(y)}$ — координаты, определяющие вектор $\bar{r}_д$ в плоскости N_i системы $\Sigma_д$.

В результате

$$\bar{r}'_y = y_д^{(y)}\bar{j}_д + z_y^{(y)}\bar{k}_д.$$

Модуль и направление вектора $r'_д$ можно подсчитать из формул:

$$r'_y = \sqrt{(y_д^{(y)})^2 + (z_д^{(y)})^2}; \quad (1.12)$$

$$\operatorname{tg}\beta_y = \frac{z_д^{(y)}}{y_д^{(y)}}. \quad (1.13)$$

Формулы для расчета модуля и направления радиуса-вектора $r_н$ выводятся аналогично и имеют следующий вид:

$$r'_н = \sqrt{(y_д - y_д^{(y)})^2 + (z_д - z_д^{(y)})^2}; \quad (1.14)$$

$$\operatorname{tg} \beta_н = \frac{z_д - z_д^{(y)}}{y_д - y_д^{(y)}}. \quad (1.15)$$

Получив формулы для расчета векторов $\bar{r}'_у$ и $\bar{r}'_н$, можно определить и модуль вектора $\bar{r}'_д$:

$$r'_д = \sqrt{(r'_у)^2 + (r'_н)^2 + 2r'_у r'_н \cos(\widehat{\bar{r}'_у \bar{r}'_н})}. \quad (1.16)$$

Равенства (1.12) — (1.15) и уравнения относительного движения (1.6) устанавливают зависимости между размерными параметрами относительного движения технологических баз и вершины режущего инструмента и радиусами-векторами $\bar{r}'_д$, $\bar{r}'_н$, $\bar{r}'_у$.

Таким образом, зная отклонения параметров относительного движения, можно найти отклонения $\Delta\bar{r}'_д$, $\Delta\bar{r}'_н$, $\Delta\bar{r}'_у$.

На примере обработки детали в соответствии со схемой 1 относительного движения детали и инструмента (см. рис. 1.30, *б*) было проведено аналитическое исследование влияния отклонений размерных параметров относительного движения технологических баз детали и вершины режущего инструмента на точность обработки. Были рассмотрены три характерных вида отклонений параметров: отклонение постоянное на протяжении всей обработки детали, отклонение переменное в функции координаты положения режущего инструмента на оси $O_д X_д$ и отклонение переменное в функции угла поворота ($\varphi_д$) детали.

Некоторые результаты аналитического исследования приведены в табл. 1.1, где даны формулы для подсчета $\bar{r}'_д$, $\bar{r}'_у$, $\bar{r}'_н$, графически показаны форма и размер детали, получающиеся в результате отклонения того или иного параметра относительного движения (пунктиром показана деталь заданной формы и размера), приведены зависимости для расчета отклонения радиуса детали.

Анализ результатов аналитического исследования позволяет сделать следующие выводы.

1. Наличие радиуса-вектора установки $\bar{r}'_у$ постоянного по величине и направлению за оборот детали порождает на детали погрешность в виде смещения профиля относительно технологического центра;

изменение модуля вектора $\bar{r}'_у$ в функции координаты $x_д$, подчиняющееся линейной зависимости, порождает погрешность относительного поворота обработанной поверхности и технологической оси детали, а при нелинейной зависимости — погрешность в виде изогнутости оси обработанной поверхности детали;

изменение направления вектора $\bar{r}'_у$ по длине детали приводит к изменению направления эксцентрицитета;

изменение величины и направления вектора $\bar{r}'_у$ в течение оборота, не подчиняющееся какой-либо определенной закономерности, порождает колебание радиуса-вектора $\bar{r}'_д$ и в итоге приводит к появлению погрешности геометрической формы в поперечном сечении.

2. Отклонение радиуса-вектора настройки $\bar{r}'_н$ на постоянную величину за оборот детали порождает погрешность диаметрального размера детали;

изменение величины модуля вектора $\bar{r}'_н$ в функции координаты $x_д$ вызывает погрешность геометрической формы в продольном сечении (например, при линейной зависимости будет конусность, при нелинейной зависимости — криволинейная поверхность);

изменение величины модуля вектора настройки в течение оборота детали, не подчиняющееся какой-либо видимой закономерности, порождает погрешность геометрической формы в поперечном сечении.

Влияние погрешностей установки, статической и динамической настройки на точность обработки сказывается через отклонения относительного движения. Действительно, если сопоставить размерные параметры уравнения движения с параметрами детали и статической настройки приспособления, то можно заметить, что

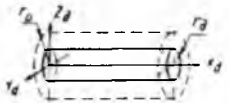
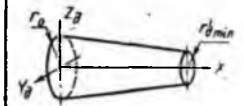
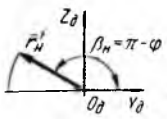
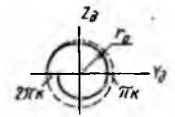
$$x_{п.к} = x_{оп};\quad x_{н.к} = x_{он};$$
$$y_{п.к} = y_{оп};\quad y_{н.к} = y_{он};$$
$$z_{п.к} = z_{оп};\quad z_{н.к} = z_{он};$$
$$\varphi_у = \varphi_д;\quad \varphi_{п.к} = \varphi_п;\quad \varphi_{н.к} = \varphi_н;$$
$$\psi_у = \psi_д;\quad \psi_{п.к} = \psi_п;\quad \psi_{н.к} = \psi_н;$$
$$\theta_у = \theta_д;\quad \theta_{п.к} = \theta_п;\quad \theta_{н.к} = \theta_н.$$

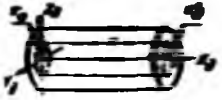
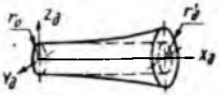
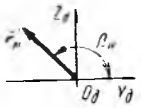
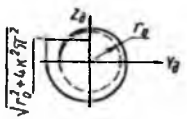
Как и любое другое движение, относительное движение технологических баз детали и вершины инструмента может быть представлено в виде начальных и текущих значений параметров уравнения относительного движения.

Под начальными значениями параметров будем понимать значение параметров до начала резания. Начальные значения размерных параметров характеризуют относительное положение технологических баз детали и режущих кромок инструмента.

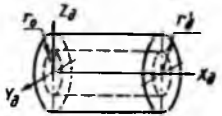
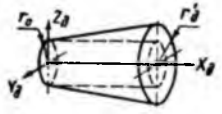
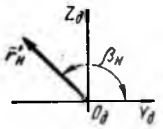
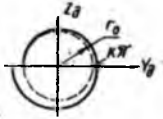
Под текущими значениями параметров уравнения относительного движения будем понимать значения параметров в момент съема материала. Текущие значения параметров характеризуют относительное движение технологических баз детали и режущих кромок инструмента.

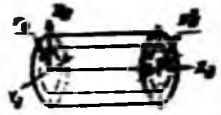
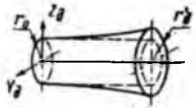
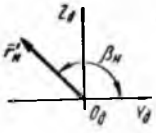
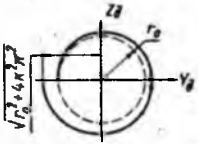
Таблица 1.1

№ по пор.	Параметры относительного движения	Графическое изображение погрешности	Значение $\bar{r}'_д$; $\bar{r}'_у$; $\bar{r}'_н$	Направление векторов $\bar{r}'_у$; $\bar{r}'_н$	Отклонение $\Delta r'_д$
1а	$\Delta y_{Oи} = a$		$r'_д = r_0 - a$ $r'_у = 0$ $r'_н = r_0 - a$ $\beta_н = \pi - \varphi$		$\Delta r'_д = -a$
1б	$\Delta y_{Oи} = kx_д$		$r'_д = r_0 - kx_д$ $r'_у = 0$ $r'_н = r_0 - kx_д$ $\beta_н = \pi - \varphi$		$\Delta r'_д =$ от 0 до $-kx_д$
1в	$\Delta y_{Oи} = k\varphi$		$r'_д = r_0 - k\varphi$ $r'_у = 0$ $r'_н = r_0 - k\varphi$ $\beta_н = \pi - \varphi$		$\Delta r'_д =$ от 0 до $-2\pi k$

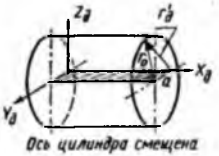
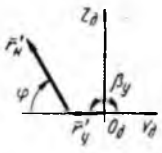
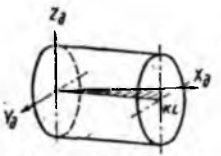
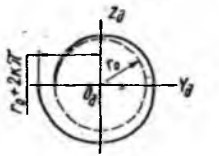
2а	$\Delta z_{0н} = a$				$\Delta r'_д \simeq \frac{1}{2}\frac{a^2}{r_0}$
2б	$\Delta z_{0н} = kx_д$		$r'_д = \sqrt{r_0^2 + k^2 x_д^2}$ $r'_у = 0$ $r'_н = \sqrt{r_0^2 + k^2 x_д^2}$ $\beta_н = -\varphi + \pi$		$\Delta r'_д \simeq \frac{1}{2r_0} k^2 x_д^2$ от 0 до $\frac{L^2 k^2}{2r_0}$
2в	$\Delta z_{0н} = k\varphi$		$r'_д = \sqrt{r_0^2 + k^2\varphi^2}$ $r'_у = 0$ $r'_н = \sqrt{r_0^2 + k^2\varphi^2}$ $\beta_н = -\varphi + \pi$		$\Delta r'_д \simeq \frac{1}{2r_0} k^2\varphi^2$ от 0 до $\frac{1}{2r_0} k^2 4\pi^2$

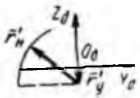
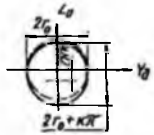
Продолжение табл. 1.1

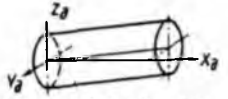
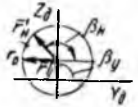
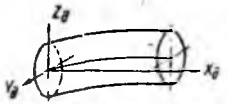
№ по пор.	Параметры относительного движения	Графическое изображение погрешности	Значение $\bar{r}_д$; $\bar{r}_у$; $\bar{r}_н$	Направление векторов $\bar{r}_у$; $\bar{r}_н$	Отклонение $\Delta r_д$
3а	$\Delta y_{оп} = a$		$r'_д = r_0 + a$ $r'_у = 0$ $r'_н = r_0 + a$ $\beta_н = \pi - \varphi$		$\Delta r'_д = a$
3б	$\Delta y_{оп} = kx_д$		$r'_д = r_0 + kx_д$ $r'_у = 0$ $r'_н = r_0 + kx_д$ $\beta_н = \pi - \varphi$		$\Delta r'_д =$ от 0 до $+kx_д$ от 0 до kL
3в	$\Delta y_{оп} = k\varphi$		$r'_д = r_0 + k\varphi$ $r'_у = 0$ $r'_н = r_0 + k\varphi$ $\beta_н = \pi - \varphi$		$\Delta r'_д =$ от 0 до $2\pi k$ от 0 до $2k\pi$

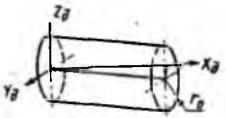
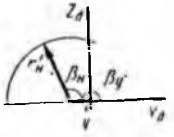
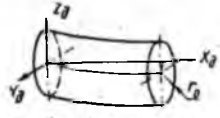
4а	$\Delta z_{0\text{п}} = a$				$\Delta r'_{\text{д}} \simeq \frac{1}{2r_0} a^2$
4б	$\Delta z_{0\text{п}} = kx_{\text{д}}$		$r'_{\text{д}} = \sqrt{r_0^2 + k^2 x_{\text{д}}^2}$ $r'_{\text{у}} = 0$ $r'_{\text{н}} = \sqrt{r_0^2 + k^2 x_{\text{д}}^2}$ $\beta_{\text{н}} = \pi - \varphi$		$\Delta r'_{\text{д}} \simeq \frac{1}{2r_0} k^2 x_{\text{д}}^2$ от 0 до $\frac{1}{2r_0} k^2 L^2$
4в	$\Delta z_{0\text{п}} = k\varphi$		$r'_{\text{д}} = \sqrt{r_0^2 + k^2 \varphi^2}$ $r'_{\text{у}} = 0$ $r'_{\text{н}} = \sqrt{r_0^2 + k^2 \varphi^2}$ $\beta_{\text{н}} = \pi - \varphi$		$\Delta r'_{\text{д}} \simeq \frac{1}{2r_0} k^2 \varphi^2$ от 0 до $\frac{1}{2r_0} k^2 4\pi^2$

Продолжение табл. 1.1

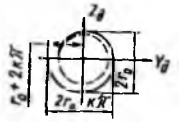
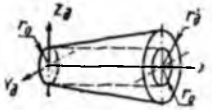
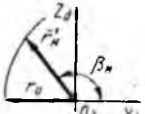
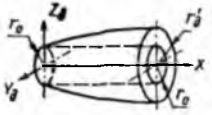
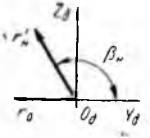
№ по пор.	Параметры относительного движения	Графическое изображение погрешности	Значение $\bar{r}'_д$; $\bar{r}'_у$; $\bar{r}'_н$	Направление векторов $\bar{r}'_у$; $\bar{r}'_н$	Отклонение $\Delta r'_д$
5а	$\Delta y_{nOд} = a$	 Ось цилиндра смещена	$r'_д = \sqrt{r_0^2 + a^2 + 2r_0 a\cos\varphi}$ $r'_у = a$ $\beta_у = \pi$ $r'_н = r_0$ $\beta_н = \pi - \varphi$		$\Delta r'_д = r_0 - \sqrt{r_0^2 + a^2 + 2r_0 a\cos\varphi}$ от $-a$ до $+a$
5б	$\Delta y_{nOд} = kx_д$	 Ось цилиндра повернута	$r'_д = \sqrt{r_0^2 + (kx_д)^2 + 2r_0 kx_д\cos\varphi}$ $r'_у = kx_д$ $\beta_у = \pi$ $r'_н = r_0$ $\beta_н = \pi - \varphi$		$\Delta r'_д = r_0 - r'_д$ от 0 до $kx_д$
5в	$\Delta y_{nOд} = k\varphi$		$r'_д = \sqrt{r_0^2 + (k\varphi)^2 + 2r_0 k\varphi\cos\varphi}$ $r'_у = k\varphi$ $\beta_у = \pi$ $r'_н = r_0$ $\beta_н = \pi - \varphi$		$\Delta r'_д = \sqrt{r_0^2 + k^2\varphi^2 + 2r_0 k\varphi\cos\varphi} - r_0$ от 0 до $2k\pi$

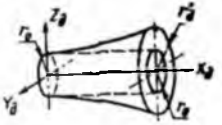
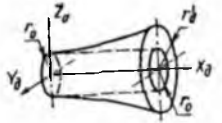
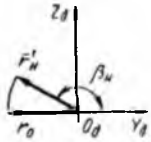
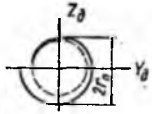
6а	$\Delta z_{n O_д} = a$	 Ось цилиндра смещена	$r'_д = \sqrt{r_0^2 + a^2 - 2r_0 a\cos\varphi}$ $r'_у = a,\ \beta_у = -\frac{\pi}{2}$ $r'_н = r_0$ $\beta_н = \pi - \varphi$		$\Delta r'_д = r_0 -$ $- \sqrt{r_0^2 + a^2 - 2r_0\cos\varphi}$ от $-a$ до $+a$
6б	$\Delta z_{n O_д} = kx_д$	 Ось цилиндра повернута	$r'_д = \sqrt{r_0^2 + (kx_д)^2 - 2r_0 kx_д\cos\varphi}$ $r'_у = kx_д$ $\beta_у = -\frac{\pi}{2}$ $r'_н = r_0$ $\beta_н = \pi - \varphi$		$\Delta r'_д = r_0 - r'_д$ от 0 до $kx_д$
6в	$\Delta z_{n O_д} = k\varphi$		$r'_д = \sqrt{r_0^2 + (k\varphi)^2 - 2r_0 k\varphi\cos\varphi}$ $r'_у = k\varphi,\ \beta_у = -\frac{\pi}{2}$ $r'_н = r_0$ $\beta_н = \pi - \varphi$		$\Delta r'_д = r_0 - r'_д$ от 0 до $\frac{3}{2}k\pi$

№ по пор.	Параметры относительного движения	Графическое изображение погрешности	Значение $\bar{r}'_д$; $\bar{r}'_у$; $\bar{r}'_н$	Направление векторов $\bar{r}'_у$; $\bar{r}'_н$	Отклонение $\Delta r'_д$
7а	$\Delta\psi_д = a$	 Ось цилиндра повернута	$r'_д = \sqrt{r_0^2 + a^2(L-s)^2 - 2r_0 a(L-s)\sin\varphi}$ $r'_у = a(L-s) - r_0 a^2 \sin\varphi \approx$ $\approx a(L-s) \approx a x_д$ $\beta_у = \frac{\pi}{2}$ $r'_н = r_0$ $\beta_н = \pi - \varphi$		$\Delta r'_д = \sqrt{r_0^2 + a^2(L-s)^2 + 2r_0 a(L-s)\sin\varphi - r_0}$ от 0 до aL
7б	$\Delta\psi_д = kx_д$	 Ось цилиндра изогнута	$r'_д = \sqrt{r_0^2 + k^2 x_д^2 (L-s)^2 + 2r_0(L-s)kx_д \sin\varphi}$ $r'_у = kx_д(L-s) - r_0 k^2 x_д^2 \sin\varphi \approx$ $\approx kx_д^2$ $\beta_у = \frac{\pi}{2}$ $r'_н = r_0$ $\beta_н = \pi - \varphi$		$\Delta r'_д = \sqrt{r_0^2 + k^2 x_д^2 (L-s)^2 + 2r_0(L-s)kx_д \sin\varphi - r_0}$ от 0 до kL^2

7в	$\Delta\varphi_д = k\varphi$				$\Delta r'_д = r'_д - r_0$ от 0 до $\frac{3}{2}k\pi$
8а	$\Delta\theta_д = a$	 *Ось цилиндра повернута*	$r'_д = \sqrt{\quad + \quad\cos\varphi}$ $r'_у = \quad x_д$ $\beta_у = \pi$ $r'_н = r_0$ $\beta_н = \pi - \varphi$		$\Delta r'_д = r'_д - r_0$ от 0 до aL
8б	$\Delta\theta_д = kx_д$	 *Ось цилиндра изогнута*	$r'_д = \sqrt{r_0^2 + (L-s)^2k^2x_д^2 + 2r_0(L-s)kx_д\cos\varphi}$ $r'_у = kx_д$ $\beta_у = \pi$ $r'_н = r_0$ $\beta_н = \pi - \varphi$		$\Delta r'_д = r'_д - r_0$ от 0 до kL^2

Продолжение табл. 1.1

№ по пор.	Параметры относительного движения	Графическое изображение погрешности	Значение $\bar{r}'_д$; $\bar{r}'_у$; $\bar{r}'_н$	Направление векторов $\bar{r}'_у$; $\bar{r}'_н$	Отклонение $\Delta r'_д$
8в	$\Delta\theta_д = k\varphi$		$r'_д = \sqrt{r_0^2 + (L-s)^2 k^2 \varphi^2 + \cdots}$ $\cdots + 2r_0 (L-s) k\varphi \cos\varphi$ $r'_у \approx k\varphi x_д$ $\beta_у = \pi$ $r'_н = r_0$ $\beta_н = \pi - \varphi$		$\Delta r'_д = r'_д - r_0$ от 0 до $k\pi$
9а	$\Delta\psi_п = a$		$r'_д = \sqrt{r_0^2 + \psi_1^2 (L-s)} = \sqrt{r_0^2 + \psi_1^2 x_д^2}$ $r'_у = 0$ $r'_н = \sqrt{r_0^2 + \psi_1^2 x_д^2}\ \beta_н = \pi - \varphi$		$\Delta r'_д = r'_д - r_0$ от 0 до $\sqrt{r_0^2 + a^2 L^2} - r_0 \approx \approx \frac{1}{2} \frac{(aL)^2}{r_0}$
9б	$\Delta\psi_п = kx_д$		$r'_д = \sqrt{r_0^2 + k^2 x_д^4}$ $r'_у = 0$ $r'_н = \sqrt{r_0^2 + k^2 x_д^4}$ $\beta_н = \pi - \varphi$		$\Delta r'_д = r'_д - r_0$ от 0 до $\sqrt{r_0^2 + k^2 L^4} - r_0 \approx \approx \frac{1}{2} \frac{(kL)^2}{r_0}$

9в	$\Delta\psi_д = k\gamma$		[illegible]		$\Delta r'_д = r'_д - r_0$ от 0 до $\sqrt{r_0^2 + 4k^2\pi^2} - r_0 \approx \approx \frac{1}{2}\frac{(2k\pi)^2}{r_0}$
10а	$\Delta\theta_п = a$		[illegible]		$\Delta r'_д = r'_д - r_0$ от 0 до $\sqrt{r_0^2 + L^2a^2} \approx \approx \frac{1}{2}\frac{(La)^2}{r_0}$
10б	$\Delta\theta_п = kx_д$		$r'_x = \sqrt{r_0^2 + (L-s)^2k^2x_д^2}$ $r'_y = 0$ $r'_н = \sqrt{r_0^2 + (L-s)^2k^2x_д^2}$ $\beta_н = \pi - \varphi$		$\Delta r'_д = r'_д - r_0$ от 0 до $\sqrt{r_0^2 + k^2L^4} - r_0 \approx \approx \frac{1}{2}\frac{kL^2}{r_0}$
10в	$\Delta\theta_п = k\varphi$		$r'_д = \sqrt{r_0^2 + (L-s)^2k^2\varphi^2}$ $r'_y = 0$ $r'_н = \sqrt{r_0^2 + (L-s)^2k^2\varphi^2}$ $\beta_н = \pi - \varphi$		$\Delta r'_д = r'_д - r_0$ от 0 до $\sqrt{r_0^2 + k^2 4\pi^2} \approx \approx \frac{1}{2}\frac{(2k\pi)^2}{r_0}$

Погрешности установки вызывают отклонения начальных значений размерных параметров уравнения движения, так как этап установки осуществляется до процесса непосредственного съема материала.

В табл. 1.1 в п. 5а, 6б, 7а, 8а рассмотрены случаи изменения на постоянную величину параметров, характеризующих начальное положение системы $\Sigma_д$ в системе $\Sigma_п$. Из этих примеров видно, что погрешность установки влияет на точность обработки через изменение радиуса-вектора установки $\bar{r}_y$, изменяя его модуль и направление на постоянную величину, что в итоге приводит к смещению или повороту оси обработанной поверхности детали относительно технологической оси детали.

Погрешности статической и динамической настройки вызывают отклонения как начальных, так и текущих значений параметров относительного движения, порождая тем самым погрешности размера, относительных поворотов и геометрической формы.

Установление функциональных связей между размерами установки, статической и динамической настройки, а также параметрами относительного движения детали и инструмента позволяет перейти к аналитическому описанию функциональных связей между действующими факторами и точностью обработки.

Первым шагом в решении этой задачи является установление зависимости для расчета отклонений параметров относительного движения детали и ииструмента, обусловленных перемещениями координатных систем в опорных точках. Найдем эти зависимости на примере обработки детали в соответствии со схемой 1 относительного движения (см. рис. 1.30, *б*).

Расположим опорные точки 1д, 2д, 3д, 4д, 5д системы $\Sigma_д$ иа оси $O_д X_д$, опорные точки 1п, 2п, 3п, 4п, 5п системы $\Sigma_п$ на оси $O_п X_п$ и опорные точки 1и, 2и, 3и, 4и системы $\Sigma_и$ на плоскости $X_и O_и Y_и$. В табл. 1.2 приведены координаты опорных точек.

Для определения отклонений параметров относительного движения, обусловленных перемещениями координатных систем в опорных точках, воспользуемся следующими зависимостями.

Отклонения параметров, характеризующих положение системы $\Sigma_д$ относительно системы $\Sigma_п$:

$$\Delta x_{пOд} = \lambda_{5д}; \tag{1.17}$$

$$\Delta y_{пOд} = \lambda_{3д} + x_{д1д} \operatorname{tg} \Delta\theta_д; \tag{1.18}$$

$$\Delta z_{пOд} = \lambda_{1д} + x_{д1д} \operatorname{tg} \psi_д; \tag{1.19}$$

$$\Delta\varphi_д = \frac{\lambda_{6д}}{z_{д1д}}; \tag{1.20}$$

$$\Delta\psi_д = \operatorname{arctg}\left(\frac{\lambda_{1д} - \lambda_{2д}}{x_{д2д} - x_{д1д}}\right); \tag{1.21}$$

$$\Delta\theta_д = \operatorname{arctg}\left(\frac{\lambda_{3д} - \lambda_{4д}}{x_{д3д} - x_{д1д}}\right). \tag{1.22}$$

Координаты опорных точек системы $\Sigma_д$

Опорные точки	в системе $\Sigma_д$			в системе $\Sigma_п$		
	$x_д$	$y_д$	$z_д$	$x_п$	$y_п$	$z_п$
1д	$x_{д1д}$	$y_{д1д}$	$z_{д1д}$	$x_{п1д}$	$y_{п1д}$	$z_{п1д}$
2д	$x_{д2д}$	$y_{д2д}$	$z_{д2д}$	$x_{п2д}$	$y_{п2д}$	$z_{п2д}$
3д	$x_{д3д}$	$y_{д3д}$	$z_{д3д}$	$x_{п3д}$	$y_{п3д}$	$z_{п3д}$
4д	$x_{д4д}$	$y_{д4д}$	$z_{д4д}$	$x_{п4д}$	$y_{п4д}$	$z_{п4д}$
5д	$x_{д5д}$	$y_{д5д}$	$z_{д5д}$	$x_{п5д}$	$y_{п5д}$	$z_{п5д}$
6д	$x_{д6д}$	$y_{д6д}$	$z_{д6д}$	$x_{п6д}$	$y_{п6д}$	$z_{п6д}$

Координаты опорных точек системы $\Sigma_п$

	в системе $\Sigma_п$			в системе $\Sigma_к$		
	$x_п$	$y_п$	$z_п$	$x_к$	$y_к$	$z_к$
			$z_{п1п}$	$x_{1п}$	$y_{1п}$	$z_{1п}$
			$z_{п2п}$	$x_{2п}$	$y_{2п}$	$z_{2п}$
			$z_{п3п}$	$x_{3п}$	$y_{3п}$	$z_{3п}$
			$z_{п4п}$	$x_{4п}$	$y_{4п}$	$z_{4п}$
		$y_{п5п}$	$z_{п5п}$	$x_{5п}$	$y_{5п}$	$z_{5п}$

Координаты опорных точек системы $\Sigma_и$

	в системе $\Sigma_и$			в системе $\Sigma_к$		
	$x_и$	$y_и$	$z_и$	$x_к$	$y_к$	$z_к$
1и	$x_{и1и}$	$y_{и1и}$	$z_{и1и}$	$x_{1и}$	$y_{1и}$	$z_{1и}$
2и	$x_{и2и}$	$y_{и2и}$	$z_{и2и}$	$x_{2и}$	$y_{2и}$	$z_{2и}$
3и	$x_{и3и}$	$y_{и3и}$	$z_{и3и}$	$x_{3и}$	$y_{3и}$	$z_{3и}$
4и	$x_{и4и}$	$y_{и4и}$	$z_{и4и}$	$x_{4и}$	$y_{4и}$	$z_{4и}$
6и	$x_{и6и}$	$y_{и6и}$	$z_{и6и}$	$x_{6и}$	$y_{6и}$	$z_{6и}$

Отклонения параметров, характеризующих положение системы $\Sigma_п$ относительно системы $\Sigma_к$:

$$\Delta x_{Oп} = \lambda_{5п}; \tag{1.23}$$

$$\Delta y_{Oп} = \lambda_{3п} + x_{п1п} \operatorname{tg} \Delta\theta_п; \tag{1.24}$$

$$\Delta z_{Oп} = \lambda_{1п} + x_{п1п} \operatorname{tg} \Delta\psi_п; \tag{1.25}$$

$$\Delta\varphi_п = 0; \tag{1.26}$$

$$\Delta\psi_п = \operatorname{arctg}\left(\frac{\lambda_{1п} - \lambda_{2п}}{x_{п2п} - x_{п1п}}\right); \tag{1.27}$$

$$\Delta\theta_п = \operatorname{arctg}\left(\frac{\lambda_{3п} - \lambda_{4п}}{x_{п2п} - x_{п1п}}\right). \tag{1.28}$$

Отклонения параметров, характеризующих положение системы $\Sigma_и$ относительно системы $\Sigma_к$:

$$\Delta x_{Oи} = 0; \tag{1.29}$$

$$\Delta y_{Oи} = \lambda_{3и} + x_{и1и} \operatorname{tg} \Delta\theta_и; \tag{1.30}$$

$$\Delta z_{Oи} = \lambda_{1и} + x_{и1и} \operatorname{tg} \Delta\psi_и; \tag{1.31}$$

$$\Delta\varphi_и = \operatorname{arctg}\left(\frac{\lambda_{1и} - \lambda_{5и}}{x_{иен} - x_{из и}}\right); \tag{1.32}$$

$$\Delta\psi_и = \operatorname{arctg}\left(\frac{\lambda_{1и} - \lambda_{2и}}{x_{н4и} - x_{и1и}}\right); \tag{1.33}$$

$$\Delta\theta_и = \operatorname{arctg}\left(\frac{\lambda_{3и} - \lambda_{4и}}{x_{и4и} - x_{и1и}}\right). \tag{1.34}$$

Приведенная методика математического описания основных этапов процесса образования погрешностей при обработке деталей с поверхностями вращения справедлива и для обработки деталей с плоскими и другими поверхностями. Различие аналитических выражений объясняется лишь различием в схемах относительного движения обрабатываемой детали и режущих кромок инструмента, в результате чего уравнения относительного движения будут другими.

Для установления аналитических связей между действующими факторами и погрешностями обработки необходимо вскрыть и описать математически влияние каждого фактора на перемещения опорных точек координатных систем.

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ МЕХАНИЗМА ОБРАЗОВАНИЯ ПОГРЕШНОСТЕЙ ОБРАБОТКИ

Анализ причин, порождающих погрешности обработки деталей, показывает, что на точность обработки деталей, как правило, наибольшее влияние оказывают упругие перемещения,

температурные деформации, износ и геометрические неточности станка. Таким образом, в первую очередь следует определить перемещения опорных точек координатных систем $\Sigma_д$, $\Sigma_п$ и $\Sigma_и$, вызываемые действием каждого из четырех перечисленных факторов.

Температурные деформации детали зависят от степени нагрева, размеров детали и коэффициента линейного расширения, зависящего от материала детали. Следовательно, чтобы подсчитать перемещения, например, координатной системы $\Sigma_д$ относительно системы $\Sigma_и$, вызванные температурными деформациями, надо знать величины температуры и коэффициенты линейного расширения всех звеньев размерной цепи (замыкающим звеном которой является радиус детали), заключенных между этими координатными системами.

Поскольку было решено относительные перемещения координатных систем рассматривать как перемещение одного звена, объединяющего соответствующее число составляющих звеньев, то в расчет будем принимать приведенные коэффициенты линейного расширения, учитывающие материалы всех звеньев, заключенных между рассматриваемыми координатными системами, и приведенные длины, равные сумме длин составляющих звеньев. Тогда перемещения λ_{T_i} координатных систем в опорных точках могут быть представлены функцией

$$\lambda_{T_i} = f(l_i, \alpha_{T_i}),$$

l_i — приведенная длина составляющего звена, заключенного между соответствующими координатными системами;

α_{T_i} — приведенный коэффициент линейного расширения.

Таким образом, зная температуру нагрева звеньев системы СПИД, их размеры и материал, можно с помощью приведенных коэффициентов линейного расширения определить перемещения координатных систем в опорных точках.

Температурные деформации, как показывают экспериментальные исследования [42, 48], изменяются во времени сравнительно медленно из-за медленного изменения температуры как в самой системе СПИД, так и в окружающей среде. Это наглядно видно на рис. 1.38, где показаны графики зависимостей изменения во времени температурных деформаций передней бабки в вертикальном (кривые *3* и *4*) и горизонтальном (кривые *1* и *2*) направлениях, откуда следует, что за 15 мин деформация передней бабки токарного станка составила 20 мкм.

Наибольшей скоростью изменения температурных деформаций из всех элементов системы СПИД, как правило, отличается резец. Как следует из рис. 1.39, за одну минуту его удлинение вследствие теплового расширения составило от 4 до 8 мкм в зависимости от режимов обработки. Все это говорит о том, что температурные деформации вследствие медленного их изменения при обработке

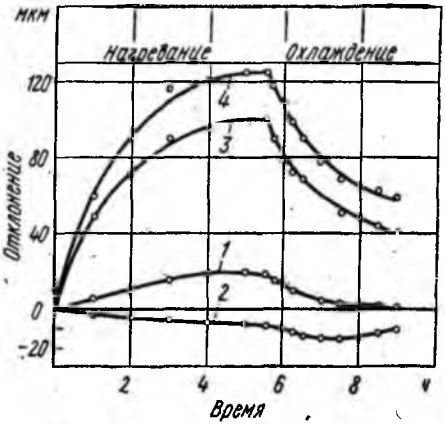


Рис. 1.38. Температурные деформации передней бабки токарного станка 1А62

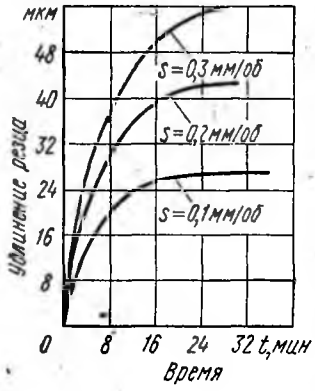


Рис. 1.39. Температурные деформации резца

деталей, например, типа валиков средних размеров будут оказывать влияние главным образом на точность размеров, относительных поворотов и геометрической формы в продольном сечении, а на погрешность геометрической формы в поперечном сечении их влияние будет незначительным.

Размерный износ звеньев системы СПИД вызывает уменьшение размеров ее деталей, которое сравнительно просто учесть, приведя их изменения к изменению величины приведенной длины звена, включающего в себя составляющие звенья, заключенные между соответствующими кобрдинатными системами. Отсюда следует, что

$$\lambda_{изн} = f(\Delta l_i),$$

где $\lambda_{изн}$ — перемещения в опорах из-за износа звеньев системы СПИД;

Δl_i — величина изменения длины i-го звена размерной цепи в результате износа.

Износ звеньев системы СПИД, как и температурные деформации, относится к категории факторов, медленно изменяющихся во времени. Скорость износа различных звеньев системы СПИД может отличаться очень резко. Так, например, если направляющие станины изнашиваются на десятые доли миллиметра в течение периода времени, исчисляемого месяцами, то размерный износ инструмента, в частности резца, определяется микрометрами в минуту. Как следует из графика, представленного на рис. 1.40, погрешность радиуса, вызванная размерным износом твердосплавного резца, составляет в среднем 1 мкм на 10 м пути резания. Таким образом, при обработке деталей средних размеров размериый износ так же, как и температурные деформации, наиболь-

шую погрешность вносит в размер обрабатываемой детали и его геометрическую форму в виде макроотклонений.

Геометрические неточности станка учитываются только в том случае, если координатная система имеет степень свободы. Геометрическую неточность станка можно представить через изменение координат соответствующих опорных точек. Например, если имеет место геометрическая неточность направляющих станины токарного станка, то это означает, что по мере продольного перемещения координатной системы $\Sigma_и$ будут изменяться координаты опорных точек.

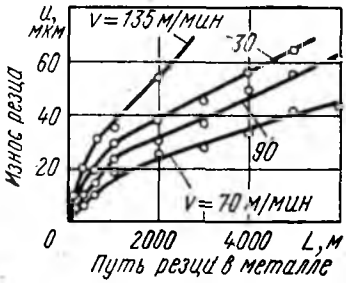


Рис. 1.40. Размерный износ резца

Геометрическая неточность станка, как правило, оказывает наибольшее влияние на погрешность обработки при обработке на низких режимах, когда требуется обеспечить наибольшую точность обработки. В этих условиях ее влияние становится соизмеримым действием других факторов. У нового станка, если величина геометрической неточности лежит в пределах допуска, она составляет несколько сотых долей миллиметра (для станков средней точности). Однако, по мере эксплуатации станка, ее величина значительно увеличивается.

Наиболее сложной задачей является математическое описание перемещений координатных систем Σ_i, вызванных упругими перемещениями системы СПИД, так как они являются функциями многих факторов.

Математическое описание упругих перемещений. Упругое перемещение, как известно, есть функция силы и жесткости. Поэтому, чтобы определить перемещение координатных систем, надо знать силы, действующие на опорные точки и жесткости последних. При обработке детали на реальной системе СПИД перемещения координатной системы $\Sigma_д$ относительно системы $\Sigma_п$ есть результат упругих перемещений всех звеньев размерной цепи, заключенных между этими координатными системами. Поэтому величины жесткостей в опорных точках должны отражать суммарную жесткость звеньев, объединенных звеном, соединяющим координатные системы $\Sigma_д$ и $\Sigma_п$. Таким образом, обозначив упругие перемещения опорных точек через $\lambda_у$, можно записать, что

$$\lambda_{yi} = f(P_i,\ j_i),$$

где P_i — сила, действующая на i-ю опору;

j_i — жесткость i-й опоры.

Зная перемещение (λ_{yi}) координатных систем в опорных точках и подставляя эти перемещения в уравнения относительного движения (1.6), можно найти действительное значение замыкаю-

щего звена. Взяв разницу действительной и заданной величины замыкающего звена, получим величину упругого перемещения на радиусе-векторе детали.

Рассмотрим этот вопрос на примере обработки детали в соответствии со схемой 1 относительного движения (см. рис. 1.30, *б*). Согласно этой схеме, система $\Sigma_п$ имеет одну степень свободы — вращение вокруг оси $O_п X_п$, а система $\Sigma_и$ — поступательное перемещение в направлении оси $O_к X_к$.

Система СПИД во время обработки находится под воздействием многих сил и моментов. Из всех сил, действующих в системе СПИД во время обработки, наибольшее влияние на упругие перемещения оказывают силы резания $\overline{P}$, силы инерции, масса заготовки и сила $P_п$, действующая в том случае, если вращение заготовке передается односторонним поводком. Вектор силы резания действует в зоне контакта инструмента с заготовкой. Условимся считать, что точка приложения силы $\overline{P}$ совпадает с вершиной режущего инструмента.

Величина и направление вектора силы резания $\overline{P}$ подсчитывают по эмпирическим зависимостям, установленным теорией резания. Например, для точения

$$\left.\begin{aligned} P_Z &= C_{P_Z} t^{x_z} s^{y_z} v^{n_z} k_z; \\ P_Y &= C_{P_Y} t^{x_y} s^{y_y} v^{n_y} k_y; \\ P_X &= C_{P_X} t^{x_x} s^{y_x} v^{n_x} k_x, \end{aligned}\right\} \qquad (1.35)$$

где P_Z, P_Y, P_X — проекции вектора P на соответствующие координатные оси системы;

C_{P_i} — коэффициент, учитывающий условия обработки;

t — глубина резания;

s — величина продольной подачи;

k_l — коэффициент, учитывающий геометрию резца, материал заготовки и др.;

v — скорость резания.

Сила $P_п$, передаваемая односторонним поводком, приложена в точке контакта поводкового пальца с хомутиком. Координаты этой точки в системе $\Sigma_д$ на протяжении обработки детали остаются практически неизменными. Величина силы подсчитывается из равенства моментов (см. рис. 1.17)

$$P_п \rho = P_Z r,$$

откуда

$$P_п = \frac{r}{\rho} P_Z,$$

где r — расстояние между вершиной резца и осью вращения шпинделя;

ρ — расстояние между центром поводка и осью вращения шпинделя.

Крутящий момент $M_{кр}$ приложен по оси вращения $O_п X_п$.

Силы инерции, возникающие в системе из-за вращения неуравновешенных масс, в соответствии с положениями теоретической механики могут быть приведены к некоторой точке $O^г$ и заменены главным вектором силы $\bar{\Phi}^г$ и главным моментом сил инерции, который обозначим через $\bar{M}^г$.

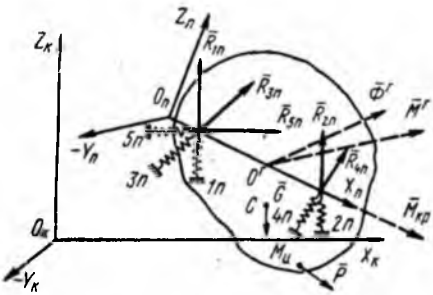


Рис. 1.41. Схема сил и моментов, действующих в системе СПИД

Масса заготовки G действует в точке C — центре тяжести заготовки.

Под действием указанных сил и моментов нарушается заданное относительное положение систем $\Sigma_д$, $\Sigma_п$, $\Sigma_и$. Найдем аналитические выражения относительных перемещений этих координатных систем. Определим упругие перемещения системы $\Sigma_п$ в неподвижной системе $\Sigma_к$.

С этой целью запишем аналитические выражения сил, действующих в системе СПИД, моментов и точек их приложения (рис. 1.41), которые вызывают перемещения системы $\Sigma_п$.

Сила резания $\bar{P}$ $\{P_{X_и}, P_{Y_и}, P_{Z_и}\}$, точка приложения $M_и$ $(x_и, y_и, z_и)$.

Сила инерции $\bar{\Phi}^г$ $\{\Phi^г_{Xп}, \Phi^г_{Yп}, \Phi^г_{Zп}\}$, точка приложения $O^г$ $(x^г_п, y^г_п, z^г_п)$.

Момент инерции $\bar{M}^г$ $\{M^г_{Xп}, M^г_{Yп}, M^г_{Zп}\}$, точка приложения $O^г$ $(x^г_п, y^г_п, z^г_п)$.

Крутящий момент $M_{кр}$ $\{M_{кр}x_п, O, O\}$, приложение по оси $O_п X_п$.

Сила тяжести G $\{G_x, G_y, G_z\}$, точка приложения C $(x_{дC}, y_{дC}, z_{дC})$ — **центр тяжести системы** $\Sigma_д$.

Величины $P_{x_и}$, $P_{y_и}$, $P_{z_и}$ рассчитывают по формулам (1.35), координаты $x_и$, $y_и$, $z_и$ определяются заданным движением инструмента.

На основании вышеприведенных данных найдем реакции в опорах системы $\Sigma_п$, перемещения в опорах и отклонения относительного движения. Для нахождения реакций в опорах сначала определим проекции вышеперечисленных сил и моментов на координатные оси систем $\Sigma_п$ и $\Sigma_к$ (см. рис. 1.41).

Сила резания P действует в системе $\Sigma_и$: $P_{X_и}$, $P_{Y_и}$, $P_{Z_и}$; ее проекции в системе $\Sigma_к$:

$$P_{X_к} = P_{X_и}v_{11} + P_{Y_и}v_{12} + P_{Z_и}v_{13};$$

$$P_{Y_к} = P_{X_и}v_{21} + P_{Y_и}v_{22} + P_{Z_и}v_{23};$$

$$P_{Z_к} = P_{X_и}v_{31} + P_{Y_и}v_{32} + P_{Z_и}v_{33};$$

и системе $\Sigma_п$:

$$P_{X_п} = P_{X_и}m_{11} + P_{Y_и}m_{12} + P_{Z_и}m_{13};$$

$$P_{Y\text{п}} = P_{X\text{и}} m_{21} + P_{Y\text{и}} m_{22} + P_Z m_{23};$$
$$P_{Z\text{п}} = P_{X\text{и}} m_{31} + P_{Y\text{и}} m_{32} + P_Z m_{33}.$$

Координаты точки $M_\text{и}$ приложения силы резания. Точка $M_\text{и}$ расположена в системе $\Sigma_\text{и}$: $x_\text{н}$, $y_\text{и}$, $z_\text{н}$, ее проекции в системе $\Sigma_\text{к}$:

$$x = x_\text{и} v_{11} + y_\text{и} v_{12} + z_\text{и} v_{13} + x_{O\text{и}};$$
$$y = x_\text{и} v_{21} + y_\text{и} v_{22} + z_\text{и} v_{23} + y_{O\text{и}};$$
$$z = x_\text{и} v_{31} + y_\text{и} v_{32} + z_\text{и} v_{33} + z_{O\text{и}};$$

в системе $\Sigma_\text{п}$:

$$x_\text{п} = xm_{11} + ym_{12} + zm_{13} - (x_{O\text{п}} m_{11} + y_{O\text{п}} m_{12} + z_{O\text{п}} m_{13});$$
$$y_\text{п} = xm_{21} + ym_{22} + zm_{23} - (x_{O\text{п}} m_{21} + y_{O\text{п}} m_{22} + z_{O\text{п}} m_{23});$$
$$z_\text{п} = xm_{31} + ym_{32} + zm_{33} - (x_{O\text{п}} m_{31} + y_{O\text{п}} m_{32} + z_{O\text{п}} m_{33}).$$

Сила инерции $\Phi^\text{г}$ действует в системе $\Sigma_\text{п}$: $\Phi^\text{г}_{x\text{п}}$, $\Phi^\text{г}_{y\text{п}}$, $\Phi^\text{г}_{z\text{п}}$ ее проекции в системе $\Sigma_\text{к}$:

$$\Phi^\text{г}_X = \Phi^\text{г}_{X\text{п}} m_{11} + \Phi^\text{г}_{Y\text{п}} m_{12} + \Phi^\text{г}_{Z\text{п}} m_{31};$$
$$\Phi^\text{г}_Y = \Phi^\text{г}_{X\text{п}} m_{12} + \Phi^\text{г}_{Y\text{п}} m_{22} + \Phi^\text{г}_{Z\text{п}} m_{32};$$
$$\Phi^\text{г}_Z = \Phi^\text{г}_{X\text{п}} m_{13} + \Phi^\text{г}_{Y\text{п}} m_{23} + \Phi^\text{г}_{Z\text{п}} m_{33}.$$

Координаты точки $O^\text{г}$ приложения силы инерции: точка $O^\text{г}$ расположена в системе $\Sigma_\text{п}$: $x^\text{г}_\text{п}$, $y^\text{г}_\text{п}$, $z^\text{г}_\text{п}$, ее проекции в системе $\Sigma_\text{к}$:

$$x^\text{г} = x^\text{г}_\text{п} m_{11} + y^\text{г}_\text{п} m_{12} + z^\text{г}_\text{п} m_{31} + x_{O\text{п}};$$
$$y^\text{г} = x^\text{г}_\text{п} m_{12} + y^\text{г}_\text{п} m_{22} + z^\text{г}_\text{п} m_{32} + y_{O\text{п}};$$
$$z^\text{г} = x^\text{г}_\text{п} m_{13} + y^\text{г}_\text{п} m_{23} + z^\text{г}_\text{п} m_{33} + z_{O\text{п}}.$$

Если точка $O^\text{г}$ лежит на оси $O_\text{п} X_\text{п}$, то

$$x^\text{г} = x^\text{г}_\text{п} m_{11};$$
$$y^\text{г} = x^\text{г}_\text{п} m_{12};$$
$$z^\text{г} = x^\text{г}_\text{п} m_{13}.$$

Сила тяжести G приложена в системе $\Sigma_\text{д}$, его проекции в системе $\Sigma_\text{к}$: G_X, G_Y, G_Z;
в системе $\Sigma_\text{п}$:

$$G_{x\text{п}} = G_x m_{11} + G_y m_{12} + G_z m_{13};$$
$$G_{y\text{п}} = G_x m_{21} + G_y m_{22} + G_z m_{23};$$
$$G_{z\text{п}} = G_x m_{31} + G_y m_{32} + G_z m_{33}.$$

Координаты точки C приложения G: точка C расположена в системе $\Sigma_д$: $x_{дC}$, $y_{дC}$, $z_{дC}$ в системе $\Sigma_п$:

$$x_{пC} = x_{дC}a_{11} + y_{дC}a_{21} + z_{дC}a_{31} + x_{п0д};$$
$$y_{пC} = x_{дC}a_{12} + y_{дC}a_{22} + z_{дC}a_{32} + y_{п0д};$$
$$z_{пC} = x_{дC}a_{13} + y_{дC}a_{23} + z_{дC}a_{33} + z_{п0д}.$$

Момент инерции $\overline{M}^{г}$ действует в системе $\Sigma_п$: $M^{г}_{Xп}$, $M^{г}_{Yп}$, $M^{г}_{Zп}$ его проекции в системе $\Sigma_к$:

$$M^{г}_X = M^{г}_{Xп}m_{11} + M^{г}_{Yп}m_{21} + M^{г}_{Zп}m_{31};$$
$$M^{г}_Y = M^{г}_{Xп}m_{12} + M^{г}_{Yп}m_{22} + M^{г}_{Zп}m_{32};$$
$$M^{г}_Z = M^{г}_{Xп}m_{13} + M^{г}_{Yп}m_{23} + M^{г}_{Zп}m_{33}.$$

Составим уравнение равновесия в статике и найдем реакции в опорах:

$$\sum F_X = 0; \quad \sum M_X = 0;$$
$$\sum F_Y = 0; \quad \sum M_Y = 0;$$
$$\sum F_Z = 0; \quad \sum M_Z = 0;$$

1. $$\sum F_X = 0 : R_{5п} + G_X + \Phi^{г}_X + P_X = 0.$$

$$R_{5п} = -P_X - \Phi^{г}_X - G_X, \qquad (1.36)$$

2. $$\sum M_{Xп} = 0 : M_{кр} + P_{Zп}y_п - P_{Yп}z_п + G_{Zп}y_п - G_{Yп}z_п + M^{г}_{Xп} = 0;$$

$$M_{кр} = P_{Yп}z_п + P_{Zп}y_п + G_{Yп}z_п - G_{Zп}y_п - M^{г}_{Xп}; \qquad (1.37)$$

3. $$\sum M_Y = 0 : P_x(z - z_{1п}) - P_Z(x - x_{1п}) + G_X(z_C - z_{1п}) - G_Z(x_C - x_{1п}) + \Phi^{г}_X(z - z_{1п}) - \Phi^{г}_Z(x^{г} - x_{1п}) + M_{крY} + M^{г}_Y - R_{2п}(x_{2п} - x_{1п}) = 0;$$

$$R_{2п} = \frac{1}{x_{2п} - x_{1п}}\left[P_X(z - z_{1п}) - P_Z(x - x_{1п}) + G_X(z_C - z_{1п}) - G_Z(x_C - x_{1п}) + \Phi^{г}_X(z^{г} - z_{1п}) - \Phi^{г}_Z(x^{г} - x_{1п}) + M_{крY} + M^{г}_Y\right]; \qquad (1.38)$$

$$\Sigma F_Z = 0 : P_Z + G_Z + \Phi^{г}_Z + R_{1п} + R_{2п} = 0:$$

$$R_{1п} = -(P_Z + G_Z + \Phi^{г}_Z + R_{2п}); \qquad (1.39)$$

$$\sum M_Z = 0 : P_Y(x - x_{1п}) - P_X(y - y_{1п}) + G_Y(x_C - x_{1п}) - G_X(y_C - y_{1п}) + \Phi^{г}_Y(x^{г} - x_{1п}) - \Phi^{г}_X(y^{г} - y_{1п}) + M_{крZ} + M^{г}_Z + R_{4п}(x_{2п} - x_{1п}) = 0;$$

$$R_{4\text{п}} = -\frac{\begin{array}{c}P_Y(x - x_{1\text{п}}) - P_X(y - y_{1\text{п}}) + G_Y(x_C + x_{1\text{п}}) - \\ - G_X(y_C - y_{1\text{п}}) + \Phi^{\text{г}}_Y(x^{\text{г}} - x_{1\text{п}}) - \Phi^{\text{г}}_X(y - y_{1\text{п}})\end{array}}{(x_{2\text{п}} - x_{1\text{п}})} +$$

$$+ \frac{M_{\text{кр}Z} + M^{\text{г}}_Z}{(x_{2\text{п}} - x_{1\text{п}})}; \qquad (1.40)$$

6. $$\sum F_Y = 0 : P_Y + G_Y + \Phi^{\text{г}}_Y + R_{3\text{п}} + R_{4\text{п}} = 0;$$

$$R_{3\text{п}} = -(P_Y + G_Y + \Phi^{\text{г}}_Y + R_{4\text{п}}). \qquad (1.41)$$

Упругие перемещения опор подсчитывают по формулам:

$$\lambda_{1\text{п}} = \frac{R_{1\text{п}}}{j_{1\text{п}}}; \quad \lambda_{2\text{п}} = \frac{R_{2\text{п}}}{j_{2\text{п}}};$$

$$\lambda_{3\text{п}} = \frac{R_{3\text{п}}}{j_{3\text{п}}};$$

$$\lambda_{4\text{п}} = \frac{R_{4\text{п}}}{j_{4\text{п}}};$$

$$\lambda_{5\text{п}} = \frac{R_{5\text{п}}}{j_{5\text{п}}}.$$

Зная упругие перемещения опор, можно определить перемещения $\Delta x_{O\text{п}}$, $\Delta y_{O\text{п}}$, $\Delta z_{O\text{п}}$ и повороты $\Delta\varphi_{\text{п}}$, $\Delta\psi_{\text{п}}$, $\Delta\theta_{\text{п}}$ координатной системы $\Sigma_{\text{п}}$ в неподвижной системе $\Sigma_{\text{к}}$, подставляя их значения вместо λ_i в равенства (1.17)—(1.22). Аналогично определяют перемещения и повороты системы $\Sigma_{\text{д}}$ в системе $\Sigma_{\text{п}}$ и системы $\Sigma_{\text{и}}$ в неподвижной системы $\Sigma_{\text{к}}$, вызванные упругими перемещениями в соответствующих опорах (рис. 1.42). Формулы и обозначения для расчета реакций, упругих перемещений и поворотов приведены в табл. 1.3 и 1.4.

Рис. 1.42. Схема сил и моментов, действующих:
а — на опоры системы $\Sigma_{\text{д}}$; *б* — на опоры системы $\Sigma_{\text{и}}$

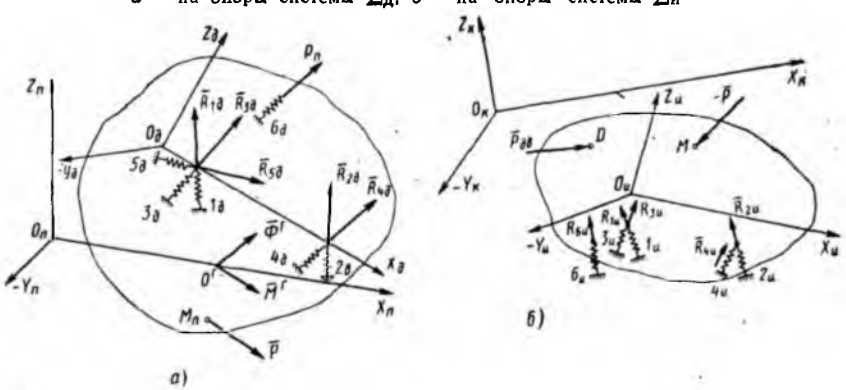


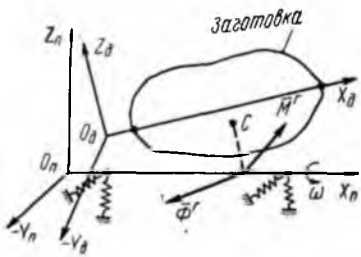
Таблица 1.3

Система $\Sigma_д$			Система $\Sigma_п$			Система $\Sigma_и$		
Точка	Реакция	Перемещение	Точка	Реакция	Перемещение	Точка	Реакция	Перемещение
1д	$R_{1д}$	$\lambda_{1д}$	1п	$R_{1п}$	$\lambda_{1п}$	1и	$R_{1и}$	$\lambda_{1и}$
2д	$R_{2д}$	$\lambda_{2д}$	2п	$R_{2п}$	$\lambda_{2п}$	2и	$R_{2и}$	$\lambda_{2и}$
3д	$R_{3д}$	$\lambda_{3д}$	3п	$R_{3п}$	$\lambda_{3п}$	3и	$R_{3и}$	$\lambda_{3и}$
4д	$R_{4д}$	$\lambda_{4д}$	4п	$R_{4п}$	$\lambda_{4п}$	4и	$R_{4и}$	$\lambda_{4и}$
5д	$R_{5д}$	$\lambda_{5д}$	5п	$R_{5п}$	$\lambda_{5п}$	—	—	—
6д	$R_{6д}$	$\lambda_{6д}$	—	—	—	6и	$R_{6и}$	$\lambda_{6и}$

В уравнениях (1.36)—(1.53) реакций главных сил и момента инерции включались как векторы и не были приведены формулы для их расчета. В связи с этим ниже дан вывод этих формул. Сила и момент инерции являются результатом наличия неуравновешенных масс вращающихся звеньев системы СПИД. Согласно схемам 1 и 3 относительного движения (см. рис. 1.30), вращается координатная система $\Sigma_п$.

Таким образом, векторы $\overline{\Phi}^г$ и $\overline{M}^г$ являются результатом неуравновешенности масс систем $\Sigma_п$ и $\Sigma_д$. Следует отметить, что неуравновешенность шпинделя и приспособления, как правило, легко поддается сокращению. Главной причиной появления $\overline{\Phi}^г$ и $\overline{M}^г$ является неуравновешенность заготовки. В свою очередь, неуравновешенность заготовки вызывается неравномерным распределением припуска и плотности материала заготовки относительно оси вращения. Неравномерность припуска порождается погрешностями геометрической формы заготовки и операции зацентровки. Величина, направление и точка приложения $\overline{\Phi}^г$ и $\overline{M}^г$ определяются характером неуравновешенности заготовки.

Рис. 1.43. Схема действия сил и моментов инерции, вызванных неуравновешенностью заготовки



Рассмотрим общий случай неуравновешенности заготовки. Пусть в системе $\Sigma_д$ (рис. 1.43) известно расположение заготовки, т. е. задана ее поверхность как $F(x_д, y_д, z_д) = 0$. Так как ось вращения $O_п X_п$ в общем случае не совпадает с осью симметрии детали, то возникающие силы инерции приводятся к одной силе $\overline{\Phi}^г$

Таблица 1.4

Условие	Уравнение реакции в опорной точке	№ ф-лы
$\sum M_{X\text{п}} = 0$	$P_{\text{п}} = -\dfrac{P_{Z\text{д}} y_{\text{д}} - P_{Y\text{д}} z_{\text{д}} + G_{Z\text{д}} y_{\text{д}C} - G_{Y\text{д}} z_{\text{д}C} + \Phi^{\text{г}}_{Z\text{д}} y^{\text{г}}_{\text{д}} - \Phi^{\text{г}}_{Y\text{д}} z^{\text{г}}_{\text{д}} + M^{\text{г}}_{X\text{д}}}{a_{32} y_{\text{д}6\text{д}} - a_{22} z_{\text{д}6\text{д}}}$	(1.42)
$\sum M_{Y\text{п}} = 0$	$P_{2\text{д}} = \dfrac{P_{X\text{п}}(z_{\text{п}} - z_{\text{п}1\text{д}}) - P_{Z\text{п}}(x_{\text{п}} - x_{\text{п}1\text{д}}) + G_{X\text{п}}(z_{\text{п}C} - z_{\text{п}1\text{д}}) - G_{Z\text{п}}(x_{\text{п}C} - x_{\text{п}1\text{д}}) + \Phi^{\text{г}}_{X\text{п}}(z^{\text{г}}_{\text{п}} - z_{\text{п}1\text{д}}) - \Phi^{\text{г}}_{Z\text{п}}(x^{\text{г}}_{\text{п}} - x_{\text{п}1\text{д}}) + M^{\text{г}}_{Y\text{п}}}{x_{\text{п}2\text{д}} - x_{\text{п}1\text{д}}}$	(1.43)
$\sum F_{Z\text{п}} = 0$	$R_{1\text{д}} = -(P_{Z\text{п}} + G_{Z\text{п}} + \Phi^{\text{г}}_{Z\text{п}} + R_{2\text{д}})$	(1.44)
$\sum M_{Z\text{п}} = 0$	$R_{4\text{д}} = \dfrac{P_{Y\text{п}}(x_{\text{п}} - x_{\text{п}1\text{д}}) - P_{X\text{п}}(y_{\text{п}} - y_{\text{п}1\text{д}}) + G_{Y\text{п}}(x_{\text{п}C} - x_{\text{п}1\text{д}}) - G_{X\text{п}}(y_{\text{п}C} - y_{\text{п}1\text{д}}) - \Phi^{\text{г}}_{X\text{п}}(y^{\text{г}}_{\text{п}} - y_{\text{п}1\text{д}}) + \Phi^{\text{г}}_{Y\text{п}}(x^{\text{г}}_{\text{п}} - x_{\text{п}1\text{д}}) + M^{\text{г}}_{Z\text{п}} + P_{\text{п}}(x_{\text{п}6\text{д}} - x_{\text{п}1\text{д}})}{x_{\text{п}2\text{д}} - x_{\text{п}1\text{д}}}$	(1.45)
$\sum F_{Y\text{п}} = 0$	$R_{3\text{д}} = -(P_{Y\text{п}} + G_{Y\text{п}} + \Phi^{\text{г}}_{Y\text{п}} + R_{\text{ид}} + P_{\text{п}})$	(1.46)
$\sum F_{X\text{п}} = 0$	$R_{5\text{д}} = -(P_{X\text{п}} + G_{X\text{п}} + \Phi^{\text{г}}_{X\text{п}})$	(1.47)
$\sum M_{X\text{и}} = 0$	$R_{6\text{и}} = \dfrac{P_{Z\text{и}}(y_{\text{и}} - y_{\text{и}1\text{и}}) - P_{Y\text{и}} z_{\text{и}}}{v_{33}(y_{\text{и}6\text{и}} - y_{\text{и}1\text{и}})}$	(1.48)
$\sum F_X = 0$	$P_{\text{дв}} = P_X$	(1.49)
$\sum M_Y = 0$	$R_{2\text{и}} = \dfrac{P_X(z - z_{1\text{и}}) - P_Z(x - x_{1\text{и}}) + P_{\text{дв}}(z_{\text{ди}} - z_{1\text{и}}) - R_{6\text{и}}(x_{6\text{и}} - x_{1\text{и}})}{x_{2\text{и}} - x_{1\text{и}}}$	(1.50)
$\sum F_Z = 0$	$R_{1\text{и}} = -(P_Z + R_{2\text{и}} + R_{6\text{и}})$	(1.51)
$\sum M_Z = 0$	$R_{4\text{и}} = -\dfrac{P_Y(x - x_{1\text{и}}) - P_Z(y - y_{1\text{и}}) - P_{\text{дв}}(y_{\text{ди}} - y_{1\text{и}})}{x_{2\text{и}} - x_{1\text{и}}}$	(1.52)
$\sum F_Y = 0$	$R_{3\text{и}} = -(P_Y + R_{4\text{и}})$	(1.53)

Примечание. x, y, z — координаты точки инструмента в системе $\Sigma_{\text{к}}$

и моменту $\overline{M}^{\Gamma}$. Известно, что при вращении тела в каждой его точке действует сила инерции $\overline{\Phi}_i^{\Gamma}$, величина которой зависит от угловой скорости вращения ω, углового ускорения ε и расположения вращающихся масс, т. е. от момента инерции тела.

Приводя эти силы к некоторому центру O^{Γ}, расположенному на оси вращения, получим главный вектор сил инерции $\overline{\Phi}^{\Gamma}$ и главный момент сил инерции $M_{\text{п}}$ в этой точке.

Проекции их на оси системы $\Sigma_{\text{п}}$ равны:

$$\begin{cases} \Phi^{\Gamma}_{X\text{п}} = 0; \\ \Phi^{\Gamma}_{Y\text{п}} = \dfrac{G}{g} y_{\text{п}C}\omega^2 + \dfrac{G}{g} z_{\text{п}C}\varepsilon; \\ \Phi^{\Gamma}_{Z\text{п}} = \dfrac{G}{g} z_{\text{п}C}\omega^2 - \dfrac{G}{g} y_{\text{п}C}\varepsilon. \end{cases}$$

$$\begin{cases} M^{\Gamma}_{X\text{п}} = -J_{X\text{п}}\varepsilon; \\ M^{\Gamma}_{Y\text{п}} = -J_{Z\text{п}X\text{п}}\omega^2 + J_{Y\text{п}X\text{п}}\varepsilon; \\ M^{\Gamma}_{Z\text{п}} = J_{Y\text{п}X\text{п}}\omega^2 + J_{Z\text{п}X\text{п}}\varepsilon. \end{cases}$$

Если вращение равномерное, т. е. $\omega = \text{const}$ и $\varepsilon = 0$, то

$$\begin{cases} \Phi^{\Gamma}_{X\text{п}} = 0; \\ \Phi^{\Gamma}_{Y\text{п}} = \dfrac{G}{g} y_{\text{п}C}\omega^2; \\ \Phi^{\Gamma}_{Z\text{п}} = \dfrac{G}{g} z_{\text{п}C}\omega^2; \end{cases}$$

$$\begin{cases} M^{\Gamma}_{X\text{п}} = 0; \\ M^{\Gamma}_{Y\text{п}} = -J_{Z\text{п}X\text{п}}\omega^2; \\ M^{\Gamma}_{Z\text{п}} = J_{Y\text{п}X\text{п}}\omega^2, \end{cases}$$

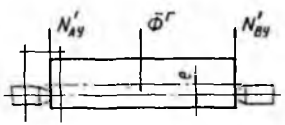
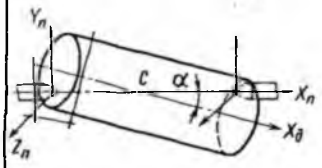
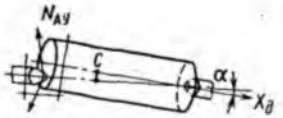
где $y_{\text{п}C}$, $z_{\text{п}C}$ — координаты центра тяжести заготовки;
$J_{Z\text{п}X\text{п}}$, $J_{Y\text{п}X\text{п}}$ — центробежные моменты инерции заготовки.

Обозначим смещение центра тяжести относительно оси вращения через ρ_C, тогда $\rho_C = \sqrt{y^2_{\text{п}C} + z^2_{\text{п}C}}$.

При обработке деталей изменение центробежных моментов инерции в результате съема материала оказывает существенное влияние на величину, направление и координаты точки приложения $\overline{\Phi}^{\Gamma}$ и $\overline{M}^{\Gamma}$. Поэтому это обстоятельство следует учитывать подставляя в расчетные формулы (1.36)—(1.53) центробежные моменты инерции как функции угла поворота заготовки, т. е. $J_{\text{п}C} = f_1(\varphi)$; $z_{\text{п}C} = f_2(\varphi)$; $J_{X\text{п}Y\text{п}} = f_3(\varphi)$ и т. д.

В табл. 1.5 приведены формулы для расчета $\overline{\Phi}^{\Gamma}$ и $\overline{M}^{\Gamma}$ для частных случаев, широко встречающихся на практике.

Таблица 1.5

№ по пор.	Вид неуравновешенности заготовки			Формулы расчета Φ^{Γ} и M^{Γ}
1		$e_0 \neq 0$ $\alpha = 0$	$y_C = e_0$ $J_{YX} = 0$	$\begin{cases} \Phi^{\Gamma}_X = 0 \\ \Phi^{\Gamma}_Y = \dfrac{P}{g}\omega^2 e_0 \\ \Phi^{\Gamma}_Z = 0 \end{cases}$ $\begin{cases} M^{\Gamma}_X = 0 \\ M^{\Gamma}_Y = 0 \\ M^{\Gamma}_Z = 0 \end{cases}$
2		$y_C = 0 \quad \alpha = -\alpha$ $J_{XY} = -\dfrac{P \sin 2\alpha}{2g}\left(\dfrac{R^2}{4} - \dfrac{L^2}{12}\right)$		$\begin{cases} \Phi^{\Gamma}_X = 0 \\ \Phi^{\Gamma}_Y = 0 \\ \Phi^{\Gamma}_Z = 0 \end{cases}$ $\begin{cases} M^{\Gamma}_X = 0 \\ M^{\Gamma}_Y = 0 \\ M^{\Gamma}_Z = J_{YX}\omega^2 = -\dfrac{P \sin 2\alpha}{2g} \times \\ \times \left(\dfrac{R^2}{4} - \dfrac{L^2}{12}\right) \end{cases}$
3		$\alpha = -\alpha \quad e_0 = L \operatorname{tg}\alpha$ $e_C = \dfrac{1}{2} L \operatorname{tg}\alpha$ $y_C = e_C \cos\alpha = \dfrac{1}{2} L \sin\alpha$ $J_{YX} = \dfrac{P \sin 2\alpha}{2g} \times$ $\times \left[\dfrac{R^2}{4} + \dfrac{(L \operatorname{tg}\alpha)^2}{4} - \dfrac{L^2}{12}\right]$		$\begin{cases} \Phi^{\Gamma}_X = 0 \\ \Phi^{\Gamma}_Y = \dfrac{P}{g}\omega^2 \dfrac{1}{2} L \sin\alpha \\ \Phi^{\Gamma}_Z = 0 \end{cases}$ $\begin{cases} M^{\Gamma}_X = 0 \\ M^{\Gamma}_Y = 0 \\ M^{\Gamma}_Z = J_{YX}\omega^2 = \\ = \dfrac{P \sin 2\alpha}{2g}\left(\dfrac{R^2}{4} - \right. \\ \left. - \dfrac{L^2}{12} + \dfrac{L^2 \operatorname{tg}^2\alpha}{4}\right) \end{cases}$

Жесткость — одна из важнейших характеристик физического состояния системы СПИД. Она (j_c) является переменной величиной, зависит от конструктивных особенностей станка, состояния стыков, температуры, величины и направления предварительного натяга и др. Особо остановимся на жесткости детали $j_д$, величина которой может значительно изменяться по оси $O_д x_д$. Например, если обрабатывается гладкий вал, то его прогиб $f_д$ подсчитывают как прогиб балки, свободно лежащей на двух опорах:

$$f_д = \frac{P x_P^2 (L - x_P)^2}{GEJL} \left[2 \frac{x}{x_P} + \frac{x}{L - x_P} - \frac{x^3}{x_P^2 (L - x_P)} \right], \quad (1.54)$$

где x — координата поперечного сечения, в котором определяется смещение;

x_P — координата точки приложения поперечной силы;

L — длина детали;

J — момент инерции;

P — поперечная сила;

E — модуль упругости второго рода.

Эта формула достаточно точно отражает прогиб вала при нагружении его в статике. Однако надо иметь в виду, что в процессе обработки нагружение вала силой резания существенно отли[чается] от статического нагружения. Кроме того, равенство (1.54) [не учи]тывает фактора переменной массы, когда по мере съема [материала] при обработке момент инерции J меняется, а следовательно, [меняется] и жесткость детали и величина прогиба.

[Рассмотрим] обработку уравновешенной заготовки типа гладкого вала [постоянного] диаметра, когда можно пренебречь силой тяжести [детали] ввиду незначительного ее влияния на прогиб. [Влияние] по мере съема материала на изменение зависимости величины прогиба вала по его длине будет сказываться только изменение момента инерации. Воспользуемся энергетическим методом определения прогиба вала, тогда

$$f_д = \sum_{i=1}^{n+1} \int_{l_i}^{l_i+1} \frac{M_P M_1}{EJ} dt, \quad (1.55)$$

где M_{P_i} — изгибающий момент от поперечной силы P на участке i;

M_{1i} — изгибающий момент от единичной силы на участке i;

n — число ступеней;

$$M_{P\,\mathrm{I}} = \frac{P(l-x)}{l} t \text{ при } t < x;$$

$$M_{P\,\mathrm{II}} = \frac{P(l-t)}{l} t \text{ при } t > x.$$

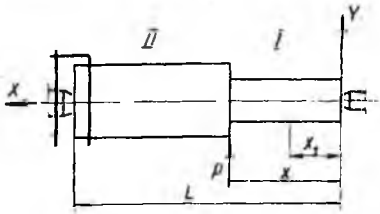


Рис. 1.44. Схема обточки гладкого вала

Единичная сила прикладывается в сечении, в котором определяется прогиб

$$M_{1\,II} = \frac{l-x}{l}\,t \text{ при } t < x;$$

$$M_{1\,III} = \frac{l-t}{l}\,t \text{ при } t > x.$$

Аналитическое выражение прогиба гладкого вала, находящегося под действием поперечной силы, точка приложения которой совпадает с сечением, где определяется прогиб, имеет вид

$$f_д = \frac{P(L-x)^2 x^2}{3EJL}; \quad \text{при } x = \frac{L}{2}$$

$$f_д = \frac{PL^3}{48EJ}.$$

С момента начала обработки гладкий вал становится двухступенчатым (рис. 1.44) с непрерывно изменяющимся соотношением длин ступеней. Выведем формулу для расчета величины прогиба для такого случая. С этой целью воспользуемся выражением (1.55) и перепишем его применительно к двухступенчатому валу. Тогда выражение прогиба примет вид

$$f_д = \int_0^x \frac{M_{PI} M_{1I}}{EJ_1}\,dx + \int_x^L \frac{M_{PII} M_{1II}}{EJ_2}\,dx, \qquad (1.56)$$

где M_{PI} — изгибающий момент от поперечной силы P на участке I;

M_{PII} — изгибающий момент от силы P на участке II;

$M_{1\,I}$ — изгибающий момент от единичной силы на участке I;

$M_{1\,II}$ — изгибающий момент от единичной силы на участке II;

J_1 — момент инерции поперечного сечения участка I;

J_2 — момент инерации поперечного сечения участка II.

Определим значения изгибающих моментов M_{PI}, M_{PII}, M_{1I}, M_{1II}:

$$M_{PI} = -R_{OP}x_1;$$

$$M_{PII} = -R_{OP}x_1 + P(x_1 - x);$$

$$M_{1I} = -R_{O1}x_1;$$

$$M_{1II} = -R_{O1}x_1 + (x_1 - x);$$

где R_{OP} — реакция в опоре O от силы P;

R_{O1} — реакция в опоре O от единичной силы;

x — длина первой ступени;

x_1 — координата произвольно выбранного сечения вала.

В свою очередь, $R_{OP} = \frac{Px}{L}$; $R_{O1} = -\frac{x}{L}$.

Подставляя значения реакций в выражения изгибающих моментов, получим

$$M_{P1} = -\frac{Px}{L} x_1;$$

$$M_{11} = -\frac{x}{L} x_1;$$

$$M_{P11} = -P\left(\frac{x}{L}\right) x_1 + P(x_1 - x);$$

$$M_{111} = -\frac{x}{L} x_1 + (x_1 - x).$$

Заменим в уравнении (1.56) изгибающие моменты их значениями

$$f_д = \int_0^x \frac{P}{EJ_1}\left(\frac{x}{L}\right)^2 x_1 dx_1 + \int_x^L \frac{P}{EJ_2}\left[-\left(\frac{x}{L}\right) x_1 + (x_1 - x)\right]^2 dx.$$

Проведя преобразования, получим

$$f_д = \frac{P}{EJ_1}\left(\frac{x}{L}\right)^2 \int_0^x x_1^2 dx + \left\{\frac{P}{EJ_2}\left[\int_x^L x_1^2 dx - 2x \int_x^L x_1 dx + \right.\right.$$

$$\left. + x^2 \int_x^L dx\right] - \frac{2P}{EJ_2}\left[\frac{x}{L}\int_x^L x_1^2 dx - \frac{x^2}{L}\int_x^L x_1 dx\right] +$$

$$\left. + \frac{Px^2}{EJ_2 L^2}\int_x^L x_1^2 dx\right\}. \qquad (1.57)$$

Интегрируя выражение (1.57), будем иметь

$$f_д = \frac{P}{EJ_1}\left(\frac{x}{L}\right)^2 \frac{x^3}{3} + \frac{P}{EJ_2}\left\{\left[\frac{L^3 - x^3}{3} - 2x\left(\frac{L^2 - x^2}{2}\right) + \right.\right.$$

$$\left. + x^2(L - x)\right] - 2\left[\frac{x}{L}\left(\frac{L^3 - x^3}{3}\right) - \frac{x^2}{L^2}\left(\frac{L^2 - x^2}{2}\right)\right] +$$

$$\left. + \frac{x^2}{L^3}\left(\frac{L^3 - x^3}{3}\right)\right\}.$$

После преобразований получим формулу для расчета величины прогиба двухступенчатого вала в переходном сечении от одной ступени к другой:

$$f_д = \frac{Px^5}{3EJ_1L^2} + \frac{P}{EJ_2}\left[\left(\frac{L^3 - x^3}{3}\right)\left(1 - \frac{x^2}{L}\right) - 2\left(\frac{L^2 - x^2}{2}\right) \times \right.$$

$$\left. \times \left(x - \frac{x^2}{L}\right) x(L - x)\right]. \qquad (1.58)$$

Если $x = \frac{L}{2}$, то формула (1.58) примет вид

$$f_д = \frac{PL^3}{96EJ_1} + \frac{PL^3}{96EJ_2}. \qquad (1.59)$$

Если принять величину прогиба вала ($f_д$), рассчитанную по вновь выведенной формуле (1.59), за 100%, то погрешность расчета величины прогиба по первоначальной формуле (1.55) при $x = \frac{L}{2}$ определится из выражения

$$\Delta f_д = \left(1 - \frac{f_{д1}}{f_д}\right) 100\%, \qquad (1.60)$$

где $\Delta f_д$ — погрешность прогиба вала при расчете по формуле (1.55);

$f_{д1}$ — величина прогиба вала, рассчитанная по формуле (1.55);

$f_д$ — величина прогиба вала, рассчитанная по вновь выведенной формуле (1.59).

Подставляя значения $f_{д1}$ и $f_д$ в выражение (1.60), получим формулу для расчета величины $\Delta f_д$ при условии, что $x = \frac{L}{2}$:

$$\Delta f_д = \left[1 - \frac{2J_1}{(J_1 + J_2)}\right] 100\%. \qquad (1.61)$$

После подстановки значений J_1 и J_2 получим

$$\Delta f_д = \left(1 - \frac{2d_1^4}{d_2^4 + d_1^4}\right) 100\%, \qquad (1.62)$$

где d_1 — диаметральный размер обработанной ступени;

d_2 — диаметральный размер необработанной ступени.

Из формулы (1.62) следует, что при уменьшении диаметрального размера обработанной ступени (например, в результате увеличения глубины резания) погрешность расчета по первоначальной формуле увеличивается.

На рис. 1.45 представлен график $\Delta f_д = f(k)$ для наиболее часто встречающейся разницы $d_1 - d_2$, выраженной в процентах. Из графика видно, что ошибка в расчете прогиба детали в опре-

деленных условиях достигает 70% и, таким образом, может стать соизмеримой с допуском на обработку. На практике этот фактор приобретает существенное значение при обработке нежестких валов.

При величине припуска, равной $0{,}25d_2$, ошибка в определении величины прогиба достигает 50%. Такое соотношение между припуском и диаметральным размером весьма вероятно при обработке заготовок с $d < 40$ мм.

Была проведена экспериментальная проверка формулы (1.62). Точность выведенной формулы оценивали по расхождению расчетной ($\Delta f_{д.р}$) и экспериментальной ($\Delta f_{д.э}$) ошибки $\Delta f_д$. С этой целью для заданного соотношения диаметров d_1 и d_2 вычислялась $\Delta f_{д.р}$ и сравнивалась с $\Delta f_{д.э}$. В процессе эксперимента нежесткий вал 25×400 мм, установленный в центры токарного станка, подвергался в среднем сечении нагружению поперечной силой. При этом индикаторами фиксировались перемещения концов вала и его среднего сечения.

После нагружения гладкого вала последний, не снимая со станка, обрабатывался до среднего сечения, после чего опять осуществлялось нагружение вала (теперь уже двухступенчатого) и измерение его перемещений по той же схеме. В табл. 1.6 приведены результаты экспериментов, которые показывают, что выведенная формула достаточно точно описывает прогиб ступенчатого вала при его нагружении в статике.

Таблица 1.6

Вал ∅ 25×400 мм	$d_1 = 21{,}8$ мм				
	P, Н	610	450	300	$\Delta y_{расч} = 28\%$
	Δy, %	31	29	25	$\Delta y_{с.а} = 28{,}5\%$
	$d_1 = 20$ мм				
	P, Н	610	450	300	$\Delta y_{расч} = 43\%$
	Δy, %	36	33,5	31	$\Delta y_{с.а} = 33{,}5\%$
Вал ∅ 30×400 мм	$d_1 = 27$ мм				
	P, Н	610	450	300	$\Delta y_{расч} = 21\%$
	Δy, %	20	20,2	21	$\Delta y_{с.а} = 20{,}4\%$
	$d_1 = 25$ мм				
	P, Н	610	450	300	$\Delta y_{расч} = 35\%$
	Δy, %	36,5	36,5	36	$\Delta y_{с.а} = 36{,}25\%$

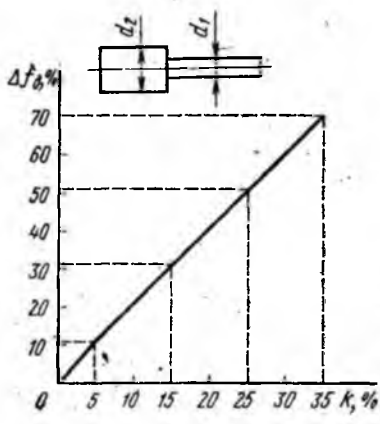
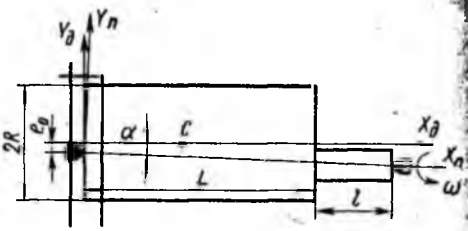


Рис. 1.45. График зависимости ошибки расчета величины прогиба $\Delta f_д$ от соотношения k диаметра вала и величины припуска

Рис. 1.46. Схема обработки неуравновешенной заготовки



Чтобы учесть влияние прогиба вала на отклонение радиуса-вектора детали, представим прогиб вала как дополнительное перемещение координатной системы $\Sigma_д$ относительно системы $\Sigma_п$ путем введения дополнительно слагаемых в координаты $y_{по_д}$ и $z_{по_д}$, т. е. в уравнения относительного движения вместо $y_{по_д}$ и $z_{по_д}$ будем подставлять величины $y'_{по_д}$ и $z'_{по_д}$, где

$$y'_{по_д} = y_{по_д} + f_{дY};$$

$$z'_{по_д} = z_{по_д} + f_{дZ}.$$

Выше было рассмотрено влияние фактора переменной массы при обработке уравновешенной детали. При обработке неуравновешенной заготовки влияние фактора переменной массы на упругие перемещения сказываются через изменение сил и моментов инерции.

На рис. 1.46 показан пример обработки неуравновешенной цилиндрической заготовки. Допустим, что по мере съема припуска образуется вал с радиусом r и осью, совпадающей с осью вращения. Пусть в начальный момент заготовка длиной L_0 и радиусом R перемещается с $s = \text{const}$ и вращается с постоянной угловой скоростью ω. Ось ее смещена относительно оси вращения на величину l_0 и повернута на угол α. По мере съема припуска длина L наружной поверхности заготовки уменьшается:

$$L = L_0 - \frac{l}{\cos\alpha} = L_0 - \frac{st}{\cos\alpha}, \qquad (1.63)$$

где l — длина обработанного участка поверхности;
L_0 — длина заготовки;
s — скорость относительного поступательного движения детали и инструмента в мм/мин;
t — время в мин.

В результате съема неуравновешенной части материала изменяется положение центра тяжести, тогда

$$l_C = l_0 + \frac{L}{2}\operatorname{tg}\alpha = l_0 + \frac{\operatorname{tg}\alpha}{2}\left(L_0 - \frac{s}{\cos\alpha}t\right);$$

$$y_C = l_C\cos\alpha = l_0\cos\alpha + \frac{\sin\alpha}{2}\left(L_0 - \frac{s}{\cos\alpha}t\right).$$

Отсюда следует, что по мере съема неуравновешенной части материала будут изменяться не только y_C, но и момент инерции J_{YX}, так как

$$J_{YX} = \frac{\sin 2\alpha\pi R^2 L\gamma}{2} \times$$

$$\times\left\{\frac{R^2}{4} + \left[l_0 + \frac{\operatorname{tg}\alpha}{2}\left(L_0 - \frac{l}{\cos\alpha}\right)\right]^2 - \frac{\left(L - \frac{l}{\cos\alpha}\right)^2}{12}\right\}.$$

Следовательно, изменятся $\overline{\Phi}^r$ и $\overline{M}^r$:

$$\Phi_X^r = 0;$$

$$\Phi_Y^r = \frac{P}{g}\omega^2 y_C =$$

$$= \omega^2\left[l_0\cos\alpha + \frac{\sin\alpha}{2}\left(L_0 - \frac{l}{\cos\alpha}\right)\right];$$

$$\Phi_Z^r = 0;$$

$$M_X^r = 0;$$

$$M_Y^r = 0;$$

$$M_Z^r = J_{yx}\omega^2 =$$

$$= \omega^2\left\{\frac{\pi R^2\gamma\sin 2\alpha}{2}\left(L_0 - \frac{l}{\cos\alpha}\right)\left[\frac{R^2}{4} + \left(l_0 + \frac{\operatorname{tg}\alpha}{2}\left(L_0 - \frac{l}{\cos\alpha}\right)\right)^2 - \frac{L_0 - \frac{l}{\cos\alpha}}{12}\right]\right\}.$$

Запишем формулы для расчета $\overline{\Phi}^r$ и $\overline{M}^r$ для трех случаев неуравновешенности заготовки, приведенных в табл. 1.5.

Случай 1.

$$\Phi_X^r = 0;$$

$$\Phi_Y^r = \frac{\pi R^2\gamma(L_0 - l)}{g}\omega^2 l_0;$$

$$\Phi_Z^r = 0.$$

$$\begin{cases} M_X^{\Gamma} = 0; \\ M_Y^{\Gamma} = 0; \\ M_Z^{\Gamma} = 0. \end{cases}$$

Случай 2.

$$\begin{cases} \Phi_X^{\Gamma} = 0; \\ \Phi_Y^{\Gamma} = \dfrac{\pi R^2 \gamma}{g} \left(L_0 - \dfrac{l}{\cos \alpha} \right) \omega^2 \dfrac{l \operatorname{tg} \alpha}{2}; \\ \Phi_Z^{\Gamma} = 0; \\ M_X^{\Gamma} = 0; \\ M_Y^{\Gamma} = 0; \\ M_Z^{\Gamma} = \omega^2 \left\{ \dfrac{\pi R^2 \gamma \sin 2\alpha}{2} \left(L_0 - \dfrac{l}{\cos \alpha} \right) \left[\dfrac{R^2}{4} + \right. \right. \\ \left. \left. + \left(\dfrac{L_0}{2} \operatorname{tg} \alpha - \dfrac{\operatorname{tg} \alpha}{2} \left(L_0 - \dfrac{l}{\cos \alpha} \right) \right) - \dfrac{\left(L_0 - \dfrac{l}{\cos \alpha} \right)^2}{12} \right] \right\}. \end{cases}$$

Случай 3.

$$\begin{cases} \Phi_X^{\Gamma} = 0; \\ \Phi_Y^{\Gamma} = \dfrac{\omega^2 \pi R^2 \gamma \left(L - \dfrac{l}{\cos \alpha} \right)}{g} \left(\dfrac{L_0 - \sin \alpha}{2} + \dfrac{l \operatorname{tg} \alpha}{2} \right); \\ \Phi_Z^{\Gamma} = 0. \end{cases}$$

Выведенные зависимости упругих перемещений опор координатных систем совместно с равенствами (1.17)—(1.34) и уравнениями относительного движения (1.6) технологических баз детали и режущих кромок инструмента представляют собой математическую модель упругих перемещений.

Разработанная математическая модель упругих перемещений устанавливает связи между режимами обработки и погрешностями на детали, обусловленными упругими перемещениями системы СПИД. Эта модель позволяет анализировать влияние на точность обработки различных условий обработки, таких, как режимы резания, жесткости звеньев системы СПИД, схемы базирования и т. д. В качестве примера на ЭВМ с помощью математической модели было осуществлено математическое моделирование различных вариантов токарной обработки. Были рассчитаны упругие перемещения координатных систем $\Sigma_д$, $\Sigma_п$, $\Sigma_н$, а также радиус-вектор установки ($\bar{r}_у$), радиус-вектор настройки ($\bar{r}_н$) и отклонения радиуса-вектора детали ($\Delta \bar{r}_д$). Расчеты про-

изводились для пяти сечений детали, расположенных вдоль оси детали через равные промежутки, и в каждом поперечном сечении через угол поворота детали равный 30°.

Пример 1. Рассмотрим картину пространственных перемещений координатных систем $\Sigma_д$, $\Sigma_п$, $\Sigma_и$ и их влияние на образование погрешностей детали при обработке цилиндрической заготовки в центрах с односторонним поводком.

Условия обработки: заготовки из стали 45 диаметром 60 мм и длиной 400 мм, резец $\alpha = 12°$, $\gamma = 5°$, $\varphi = 45°$, $r = 1$ мм, жесткость в каждой опорной точке равна 5000 кгс/мм, режимы: $t = 4$ мм, $s = 0{,}4$ мм/об, $v = 100$ м/мин.

На рис. 1.47 показан токарный станок с координатными системами: $\Sigma_д$ проведена через технологические базы детали (левый торец и технологическую ось, соединяющую оси центровых отверстий), $\Sigma_п$ проведена через ось посадочных шеек шпинделя и передний торец шпинделя, $\Sigma_к$ проведена через направляющие станины и $\Sigma_и$ проведена через исполнительные поверхности резцедержателя. Каждая координатная система связана с другой соответствующей координатной системой посредством опорных точек, графики перемещений которых показаны на рис. 1.47. Принадлежность каждого графика соответствующей опоре показана посредством стрелки-указателя.

Начнем рассмотрение процесса образования погрешности с обработки крайнего поперечного сечения детали у задней бабки станка. Все перемещения опорных точек координатных систем при обработке этого сечения показаны на графиках сплошной линией. Из графиков следует, что перемещения $\lambda_{4д}$ опорной точки 4д координатной системы $\Sigma_д$ относительно координатной системы $\Sigma_п$ за оборот подчиняются синусоидальной зависимости, а перемещения $\lambda_{3д}$ точки 2д подчиняются той же зависимости только со смещением по фазе на 90°, так как точка 2д повернута относительно точки 4д на 90°. Наличие гармонических колебаний указанных точек в течение оборота детали объясняется тем, что деталь вращается вместе со шпинделем, поэтому опорные точки вращаются относительно постоянной по направлению действия силы резания. Перемещения $\lambda_{3д}$ и $\lambda_{1д}$ опорных точек 3д и 1д координатной системы $\Sigma_д$, расположенных у передней бабки, по характеру совпадают с перемещениями соответственно $\lambda_{4д}$ и $\lambda_{2д}$, но амплитуды их перемещений значительно меньше, что объясняется удаленностью точки приложения вектора силы резания по оси $X_д$. Кроме того, можно заметить, что все графики перемещений $\lambda_{3д}$ при обработке всех трех сечений смещены вверх по оси ординат. Это смещение вызвано действием силы $P_п$, передаваемой поводковым пальцем, расположенным на оси $Z_п$, и направленной по оси $Y_п$.

Перемещения $\lambda_{5д}$ опоры 5д вдоль оси $X_п$ во всех случаях одинаковы так же, как и перемещения $\lambda_{6д}$ поводка.

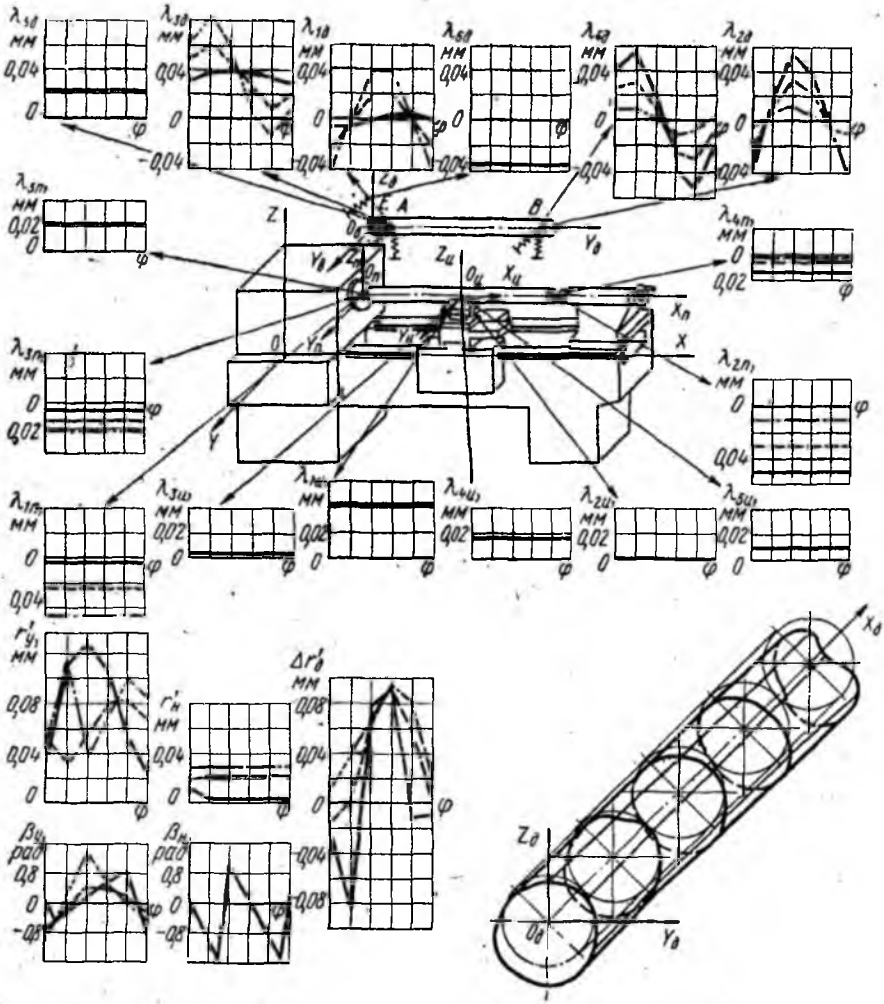


Рис. 1.47. Графики перемещений опорных точек координатных систем $\Sigma_д$, $\Sigma_п$, $\Sigma_и$ при обработке заготовки ∅ 60 мм, $L = 400$ мм, $t = 4$ мм, $s = 0{,}4$ мм/об, $v = 100$ м/мин, главный угол в плане $\varphi = 45°$, обработка в центрах с односторонним поводком

В итоге перемещений опорных точек координатной системы $\Sigma_д$ при обработке детали у задней бабки радиус-вектор установки (r_y) оказался переменным в течение оборота как по величине, как и по направлению (см. графики $r_y = f(\varphi)$, $\beta_y = f(\varphi)$. В соответствии с исследованиями влияния отклонений параметров относительного движения на точность обработки изменения r'_y одновременно по величине и направлению должны вызвать на детали

в поперечном сечении погрешности типа эксцентрицитета и геометрической формы.

Рассмотрим перемещения опорных точек координатной системы $\Sigma_п$ относительно точек координатной системы $\Sigma_к$ (принимаемой за неподвижную систему) при обработке детали у задней бабки. Из графиков $\lambda_{1п} = f(\varphi)$; $\lambda_{2п} = f(\varphi)$; $\lambda_{3п} = f(\varphi)$; $\lambda_{4п} = f(\varphi)$; $\lambda_{5п} = f(\varphi)$ видно, что перемещения опорных точек 1п, 2п, 3п, 4п, 5п координатной системы $\Sigma_п$ в течение оборота детали постоянные по величине. При обработке у детали других сечений перемещения изменяются лишь по величине, что объясняется изменением координаты точки приложения вектора силы резания. Аналогичная картина наблюдается в перемещениях опорных точек 1и, 2и, 3и, 4и, 5и координатной системы $\Sigma_и$ за исключением того, что величины перемещений постоянные и при обработке детали по всей длине, так как изменение координаты точки приложения силы резания по длине детали на перемещения системы $\Sigma_и$ не влияет.

Отсюда следует, что величина радиуса-вектора настройки в течение оборота детали сохраняется постоянной (см. график $r_н = f(\varphi)$ и, следовательно, все искажения и смещения профиля поперечных сечений детали обусловлены изменением только радиуса-вектора установки. Радиус-вектор настройки изменяется по величине по длине детали, что приводит к погрешности диаметрального размера и геометрической формы в продольном сечении.

Пример 2. Моделирование на ЭВМ токарной обработки для условий примера 1 за исключением режимов резания.

В отличие от примера 1 моделирование производилось для режимов резания $t = 6$ мм, $s = 0{,}4$ мм/об, $v = 100$ м/мин.

На рис. 1.48 показаны графики перемещений $\lambda_{1д} = f(\varphi)$, $\lambda_{2д} = f(\varphi)$; $\lambda_{3д} = f(\varphi)$; $\lambda_{4д} = f(\varphi)$; $\lambda_{5д} = f(\varphi)$; $\lambda_{6д} = f(\varphi)$ опорных точек координатной системы $\Sigma_д$, графики перемещений $\lambda_{1п} = f(\varphi)$; $\lambda_{2п} = f(\varphi)$; $\lambda_{3п} = f(\varphi)$; $\lambda_{4п} = f(\varphi)$; $\lambda_{5п} = f(\varphi)$ опорных точек координатной системы $\Sigma_п$ и графики перемещений $\lambda_{1и} = f(\varphi)$; $\lambda_{2и} = f(\varphi)$; $\lambda_{3и} = f(\varphi)$; $\lambda_{6и} = f(\varphi)$; $\lambda_{5и} = f(\varphi)$ опорных точек координатной системы $\Sigma_и$.

Анализ графиков показывает, что в отличие от графиков примера 1 в этом случае наблюдаются незначительные изменения (в пределах 2—4 мкм) в течение оборота перемещений $\lambda_{5д}$, $\lambda_{6д}$, $\lambda_{5п}$, $\lambda_{2п}$, $\lambda_{1и}$, $\lambda_{5и}$ в точках 5д, 6д, 5п, 2п, 1и, 5и. Это можно объяснить изменением величины силы резания из-за уменьшения глубины резания, обусловленной упругими перемещениями.

Пример 3. Моделирование на ЭВМ токарной обработки для примера 2 за исключением эксцентриситета (e) заготовки, который в отличие от примера 1, где он был равен 0, в примере 3 принят $e = 2{,}5$ мм и направлен вверх по оси $O_д Z_д$.

На рис. 1.49 приведены графики перемещений опорных точек координатных систем $\Sigma_д$, $\Sigma_п$, $\Sigma_и$ и радиусов-векторов установки, настройки и $\Delta r_д$. Анализ графиков показывает, что в отличие от

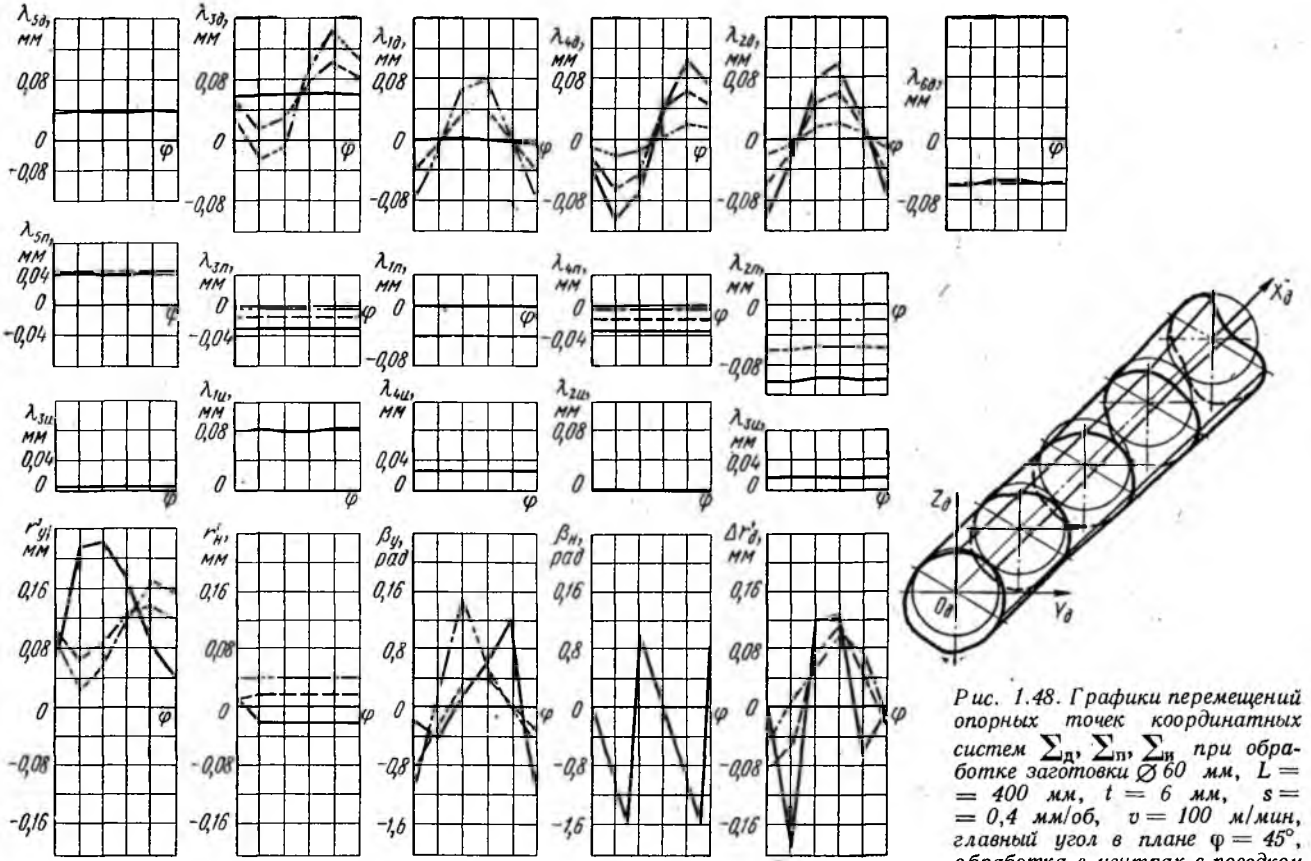


Рис. 1.48. Графики перемещений опорных точек координатных систем $\Sigma_д$, $\Sigma_п$, $\Sigma_и$ при обработке заготовки ∅ 60 мм, L = = 400 мм, t = 6 мм, s = = 0,4 мм/об, v = 100 м/мин, главный угол в плане φ = 45°, обработка в центрах с поводком

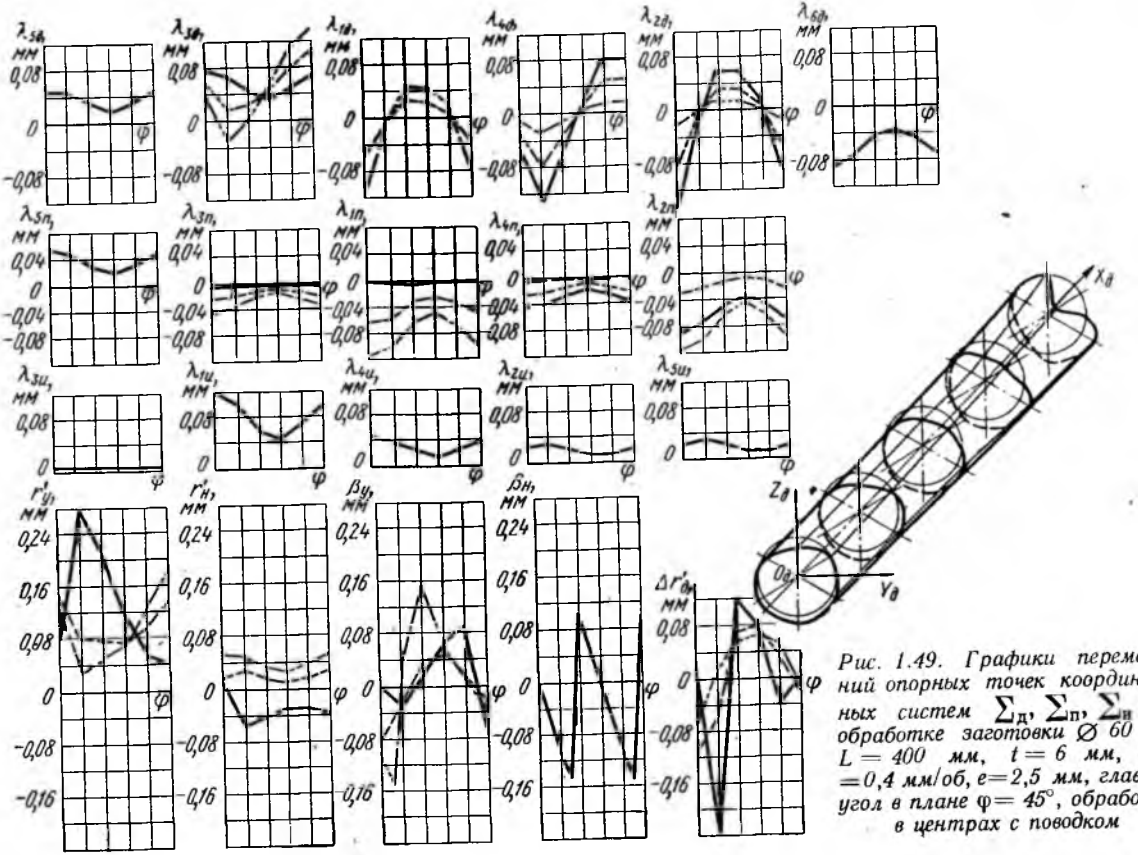


Рис. 1.49. Графики перемещений опорных точек координатных систем $\sum_д$, $\sum_п$, $\sum_и$ при обработке заготовки Ø 60 мм, $L = 400$ мм, $t = 6$ мм, $s = 0{,}4$ мм/об, $e = 2{,}5$ мм, главный угол в плане $\varphi = 45°$, обработка в центрах с поводком

примера 2 наличие эксцентрично расположенного припуска вызвало дополнительные перемещения всех опорных точек, так как сила резания изменялась в течение оборота. Однако это обстоятельство, как следует из графика $\Delta r_д' = f(\varphi)$, не привело к существенным изменениям профиля детали, например, амплитуда колебания $\Delta r_д'$ профиля сечения у задней бабки увеличилась лишь на 0,06 мм практически при той же геометрической форме. Это вызвано тем, что поводковая сила $P_п$ оказывает доминирующее влияние на погрешность, действуя на большем плече (40 мм).

Из рассмотренных примеров можно заключить, что математическая модель позволяет получить картину пространственных перемещений и поворотов деталей системы СПИД и их влияние на образование погрешностей обработки.

Разработанная математическая модель механизма образования погрешностей обработки деталей, устанавливая качественные и количественные связи между упругими перемещениями, температурными деформациями, размерным износом, геометрической неточностью станка и точностью детали в каждой точке ее обработанной поверхности, позволяет решать следующие важнейшие практические задачи.

1. Разрабатывать системы адаптивного управления, выбирать методы получения информации о погрешности обработки и внесения поправки в ход технологического процесса обработки деталей.

2. Выбирать режимы обработки, обеспечивающие заданную точность детали при наивысшей производительности, и др.

4. Изучать действие различных факторов на точность обработки;

3. Разрабатывать методы расчета станков на точность с целью получения заданной точности с меньшими затратами.

1.3. ПРИЧИНЫ ПОТЕРИ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ НА СТАНКАХ

Время, затрачиваемое на операцию,

$$t_{шт.к} = \frac{T_{п.з}}{n} + t_о + t_в + t_{об} + t_д, \qquad (1.64)$$

где $T_{п.з}$ — подготовительно-заключительное время;
n — число деталей в партии;
$t_о$ — основное технологическое время;
$t_в$ — вспомогательное время;
$t_{об}$, $t_д$ — соответственно время на обслуживание и на личные потребности.

Проанализируем, как рассмотренные в разд. 1.2 факторы, действующие в процессе обработки, оказывают влияние на производительность обработки.

Основное технологическое время. Величина t_o определяется режимами резания, выбор которых зависит от различного рода ограничений, таких, как величина мощности привода станка, прочность звеньев системы СПИД, заданная точность обработки. Остановимся подробнее на каждом из перечисленных ограничений.

Ограничение по жесткости (прочности) звеньев системы СПИД. Режимы резания не должны превышать величин, полученных из расчета прочностных характеристик системы СПИД. Выбранные режимы резания должны обеспечивать нагрузки, допустимые по прочностным характеристикам наиболее слабого звена системы СПИД, которым, как правило, бывает режущий инструмент или базирующие элементы приспособления. Однако, если при выборе режимов резания ориентироваться на номинальное значение прочностных характеристик слабого звена, то во время обработки возможны его поломки, так как под действием тепловых, силовых и других факторов указанные характеристики отклоняются от своих номинальных значений. Поэтому во избежание поломок режимы резания выбирают из расчета минимально возможных значений прочностных характеристик слабого звена. В тех случаях, когда действительные значения прочностных характеристик слабого звена выше, имеет место недогрузка станка, а следовательно, занижение режимов и потеря производительности обработки.

Другой причиной потери производительности обработки за счет увеличения величины основного технологического времени является колебание силы, действующей на слабое звено из-за колебания величины припуска и твердости материала заготовки и затупления режущего инструмента. Как показывает практика, колебания величины припуска и твердости материала могут достигать значительных величин как в партии заготовок, так и на протяжении одной заготовки.

Указанные колебания порождают колебания силы резания и в итоге колебания силы, действующей на слабое звено. Чтобы не произошло поломки, режимы резания назначают такими, при которых при наибольшем припуске твердости заготовки и затуплении инструмента сила, действующая на слабое звено, не превысит допустимого значения.

Поскольку твердость материала заготовки оказывает влияние на процесс обработки аналогично припуску, поэтому в дальнейшем будем рассматривать все вопросы применительно к припуску, считая, что все выводы справедливы и для твердости материала заготовки.

В качестве примера на рис. 1.50 показана заготовка-поковка для обработки ступенчатого вала на токарном станке. Режимы на ее обработку назначают исходя из максимальной величины припуска и твердости материала заготовки и допустимого значения силы резания. По этим данным определяют величину продольной подачи. На графиках 1.50 показано, как в процессе обработки

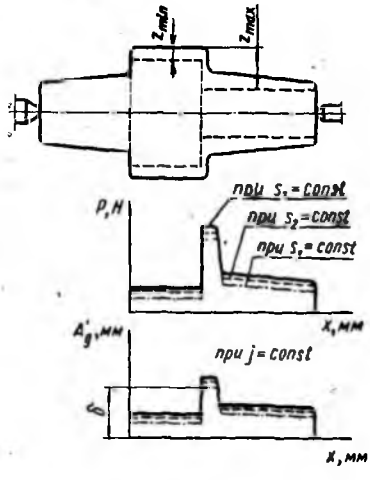


Рис. 1.50. Изменение силы и упругого перемещения при обработке без управления

с s_1 = const изменяется нагрузка в системе СПИД, это говорит о том, что станок в процессе обработки полностью не загружен.

Здесь следует отметить, что в рассмотренном примере величина продольной подачи устанавливалась при наличии информации о максимальной величине припуска (z_{max}). В реальных условиях z_{max} не известен, так как значение припуска — величина случайная. Но поскольку величина z_{max} точно не известна, то подачу (s_2) назначают, боясь перегрузки и поломки звеньев системы СПИД, из расчета z'_{max}, который обычно больше z_{max} в действительности. В результате, как следует из графика, станок оказывается загружен еще меньше, а машинное время увеличится еще больше. Если обрабатывается партия заготовок, то величина z_{max} колеблется от заготовки к заготовке. Например, пусть рассеяние максимальной величины припуска в партии подчиняется закону Гаусса, тогда колебание величины продольной подачи тоже должно подчиняться нормальному закону распределения и наибольшему значению z'_{max} будет соответствовать наименьшее значение продольной подачи. Поскольку в реальных условиях максимальный припуск на каждой заготовке не контролируется, то обработка всей партии должна производиться с подачей из расчета наибольшего z_{max} в партии заготовок, т. е. s_{min}. А это означает, что в 99,73% случаев обработка будет производиться с заниженной подачей. Но так как действительное наибольшее значение z_{max} не известно, то выбранная подача будет еще меньше.

Большое влияние на выбор режимов резания оказывает конфигурация обрабатываемой детали. Так при разрезке дисковой пилой, фрезеровании и шлифовании деталей с плоскими поверхностями на выбор величины скорости перемещения стола оказывает большое влияние ширина обрабатываемой поверхности, поскольку она включается в формулу силы резания. Например, при фрезеровании приближенно можно считать, что сила резания P пропорциональна ширине фрезерования

$$P \cong KB,$$

где B — ширина фрезерования;

$$K = C_P t^{x_P} HB^{n_P};$$

C_P — постоянный коэффициент, учитывающий условия обработки;

HB — твердость материала заготовки;

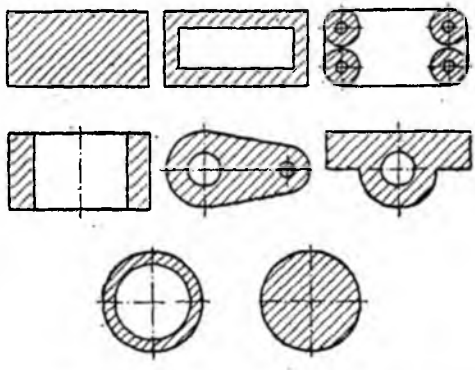
x_P, n_P — показатели степени.

Как следует из рис. 1.51, где показаны детали разной формы, встречающиеся на практике, а нанесенная штриховка указывает обрабатываемые поверхности, ширина фрезерования (шлифования) может значительно изменяться из-за конфигурации обрабатываемой детали, а при торцовой обработке фрезерованием (шлифованием) ширина еще меняется на входе и выходе фрезы (шлифованного круга). В этих случаях значение скорости стола приходится назначать из расчета максимальной ширины фрезерования (шлифования). Следовательно, при обработке участка детали с меньшей шириной будет иметь место потеря производительности обработки.

Если строго учитывать характер заготовки, переменную ширину обработки детали, возможные максимальные значения припуска и твердости материала заготовки, то выбранная величина подачи окажется настолько низкой, что в большинстве случаев обработка деталей на таком режиме будет крайне непроизводительна. Поэтому величину подачи завышают из предположения, что при обработке наибольшей ширины детали, величины припуска и твердости материала заготовки в одной ее точке не окажутся максимальными. На практике величину s назначают большей на основании опыта и знаний условий обработки. Но чем больше увеличивается подача, тем более вероятным становится возможность поломки слабого звена системы СПИД. В условиях массового и крупносерийного производства по мере накопления статистического материала постепенно находят значение s, которое обеспечивает более высокую производительность при допустимом числе поломок, т. е. устанавливают экономичный процент риска поломки звеньев системы СПИД.

В мелкосерийном и индивидуальном производстве потери производительности в условиях автоматизированного производства больше, так как указанная выше статистика отсутствует. При работе на станке с участием рабочего эти потери несколько ниже, поскольку рабочий в некоторой степени может учитывать главным образом систематические изменения припуска, например, изме-

Рис. 1.51. Примеры деталей, обрабатываемых на фрезерных (шлифовальных) станках



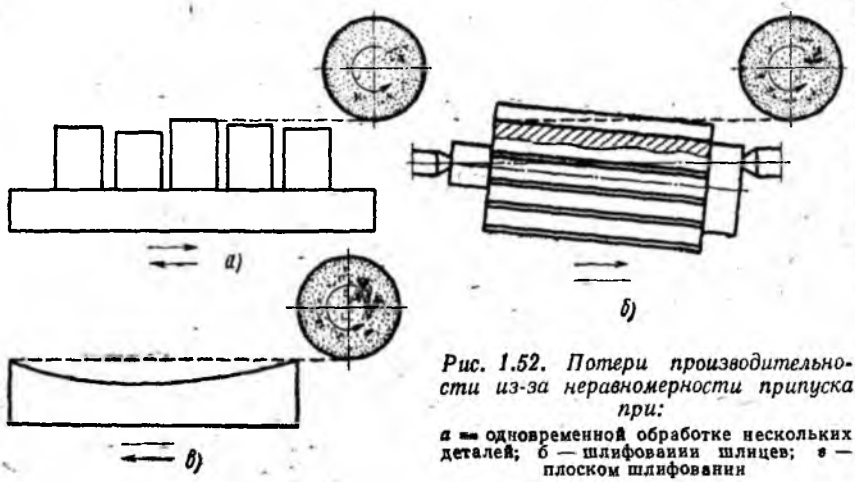


Рис. 1.52. Потери производительности из-за неравномерности припуска при:
а — одновременной обработке нескольких деталей; б — шлифовании шлицев; в — плоском шлифовании

нять величину подачи при обработке ступеней валика с разной глубиной резания. Однако и в этом случае, поскольку на станке отсутствуют приборы, показывающие величину действующей силы резания, рабочий, боясь перегрузки системы СПИД и поломки ее звеньев, обработку ведет с заниженной подачей и чем ниже квалификация рабочего, тем больше потери производительности.

Обработка на станках с программным управлением позволяет учитывать систематическое изменение припуска и конфигурацию детали. В этом случае остается неучтенным случайное колебание припуска и твердости материала заготовки, а также затупление режущего инструмента. Скорость резания при назначении режимов выбирают из условия экономичной стойкости и наибольших значений припуска и твердости материала заготовки. Следовательно, при наименьших значениях припуска и твердости величина скорости резания окажется заниженной.

Колебание величины припуска по длине заготовки в ряде случаев приводит к тому, что на отдельных участках детали происходит обработка «воздуха», т. е. режущий инструмент в этих местах не касается заготовки, а величина продольной подачи остается постоянной, выбранной из расчета наибольшей нагрузки. Это явление наблюдается очень часто на шлифовальных операциях, где величина колебания припуска очень часто оказывается значительно больше глубины резания на проход, определяемой сотыми долями миллиметра. На рис. 1.52 показаны различные случаи потери производительности, имеющие место на практике. Например, при шлифовании шлицев из-за неправильной установки шлицевого вала в центры станка (см. рис. 1.52, *б*), а также из-за неправильной зацентровки обрабатываемая поверхность может оказаться расположенной под углом к направлению движения

стола. При обычной обработке с постоянной подачей указанное выше приводит к значительным потерям производительности, так как в таких случаях не полностью используются возможности системы СПИД. Наглядным примером изложенного может служить обработка детали на плоскошлифовальном станке (см. рис. 1.52, *в*). Из рисунка видно, что на протяжении почти всей длины детали съема металла на первых проходах не будет из-за погрешности формы, а стол этот участок проходит с постоянной подачей, в то время как этот участок можно проходить на увеличенной рабочей подаче.

Большое влияние на производительность обработки оказывает режущая способность инструмента. Так, например, остро заточенный резец или фреза позволяют в значительной степени повысить режимы обработки, сохраняя тоже значение силы резания, что и при затупившемся инструменте. Изготавливаемый режущий инструмент всегда имеет в партии разброс степени режущей способности. Поэтому при назначении режимов резания с тем, чтобы не было перегрузки и поломки, ориентируются на инструмент с худшей режущей способностью. Это приводит к тому, что обработка деталей более острым инструментом, как правило, осуществляется на заниженных режимах.

Кроме того, большое влияние на потерю производительности обработки оказывает затупление режущего инструмента. Так, например, проф. А. П. Соколовский [42] показал, что при обработке стальных заготовок резцом с $\alpha = 12°$, $\lambda = 0°$, $\varphi = 45°$ и $v = 150$ м/мин при износе по задней грани $h = 0{,}2 \div 0{,}4$ мм P_Z возрастает на 7—10%, P_Y на 20—30%, P_X на 15—25% — по сравнению со значениями сил при $h = 0$. При $h = 1$ мм P_Z возрастает на 20—40%, P_Y на 80—100% и P_X на 60—80%.

Учитывая затупление режущего инструмента, режимы резания приходится назначать из максимально допустимой степени затупления инструмента, а это означает, что вначале, пока степень затупления инструмента не достигла допустимой величины, обработка ведется на заниженных режимах.

В случае многопроходной обработки шлифованием режим обработки ограничивается способностью шлифовального круга снимать в единицу времени с обрабатываемой детали определенный объем материала. В свою очередь, при заданной окружной скорости детали и круга и скорости стола величина объема снимаемого материала лимитирует величину подачи на один двойной ход стола. Вследствие постепенного создания размера динамической настройки из-за высокой податливости системы СПИД при малых величинах нагрузки за каждый двойной ход происходит увеличение объема материала, подлежащего удалению. Действительно, согласно рис. 1.53, при подаче 0,02 мм на один двойной ход шлифовальный круг за первый двойной ход снимает фактически только 0,002 мм вместо 0,02 мм. При втором двойном ходе шлифовальный круг должен снять 0,02 мм плюс оставшийся от

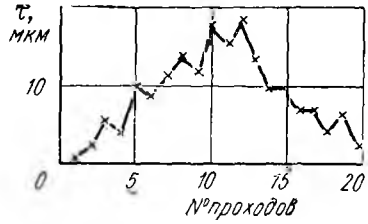


Рис. 1.53. График фактической величины съема металла в зависимости от числа двойных ходов ($v_д = 53$ м/мин, $s = 28$ мм/об, $v_к = 28$ м/с, сталь 50, закаленная)

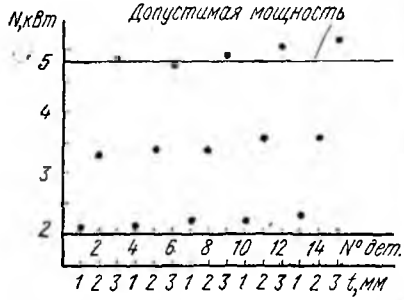


Рис. 1.54. График изменения величины мощности в зависимости от величины припуска и затупления резца при обработке на токарном станке

первого двойного хода 0,018 мм материала, итого 0,038 мм. На графике видно, что величина натяга $A_д$, требуемая для снятия 0,02 мм за двойной ход стола, создается только на десятом двойном ходе, после чего шлифовальный круг начинает за каждый двойной ход снимать слой материала, подаваемый на один двойной ход. Если увеличить подачу круга на один двойной ход стола до 0,04 мм, то в таком случае в 2—3 двойных хода объем снимаемого материала достигнет критической величины. В результате на последующих ходах шлифовальный круг не в состоянии будет снимать объем подводимого к нему материала, накопившегося из-за упругих деформаций системы СПИД. Таким образом, круг будет лишен возможности срезать подводимый слой материала, процесс резания прекратится и появятся вибрации. Поэтому увеличивать подачу выше допустимой нельзя. В то же время, поскольку натяг в системе СПИД создается постепенно за несколько проходов, то этим самым не используется полностью режущая способность круга, а это приводит к потери производительности обработки.

Ограничение по мощности привода станка. После установки режимов резания из расчета допускаемой нагрузки режимы корректируют в соответствии с мощностью имеющего привода станка. При этом во внимание принимаются наиболее тяжелые условия, как это было показано выше. Из-за колебания припуска, твердости материала заготовки и затупления режущего инструмента станок не используется на полную мощность. На нагрузку станка по мощности оказывает влияние конфигурация детали и заготовки. Все эти факторы сказываются на недоиспользовании станка по мощности так же, как это было показано выше.

На рис. 1.54 показан график изменения величины мощности при точении партии заготовок с разной величиной припуска, на нем видно, что колебания припуска и затупление режущего инструмента сказываются на изменении мощности. Это заставляет

снижать режимы резания из расчета максимального припуска, твердости заготовки и затупления.

Ограничение по точности обработки. После выбора и корректировки режимов обработки в соответствии с мощностью привода станка режимы проверяют с точки зрения обеспечения заданной точности обработки детали. Из приведенного в разд. 1.2 анализа механизма образования погрешностей обработки следует, что между точностью и производительностью обработки существует противоречие, заключающееся в том, что повышение точности обработки, как правило, связано со снижением производительности и, наоборот, — снижение требований к точности обработки позволяет увеличивать режимы резания, а следовательно, и производительность. Физический смысл этого явления заключается в том, что любая технологическая система обладает конечной жесткостью. Если в этих условиях увеличивать режимы резания, то будет увеличиваться и сила резания, что, как видно из графика $A_д' = f(P)$ рис. 1.55, *а*, вызывает увеличение упругого перемещения и, следовательно, увеличение погрешности обработки.

График на рис. 1.55, *б* показывает, что с уменьшением значения жесткости при той же силе резания увеличивается и величина поля рассеяния размера динамической настройки, порождаемая действием случайных факторов и в первую очередь таких, как колебание припуска и твердости материала заготовки, затупление режущего инструмента. Вернемся к рис. 1.50, где из графика $A_д' = f(x)$ видно, что при $s_2 = \text{const}$ величина размера динамической настройки при условии, что $j = \text{const}$, колеблется по длине детали из-за изменения припуска и на одном из участков детали выходит за пределы допуска. Чтобы величина $A_д'$ не вышла за пределы допуска, значение продольной подачи надо еще уменьшить до величины s_3.

Таким образом, чем выше заданная точность обработки тем ниже будут режимы резания и меньше производительность обработки. С другой стороны низкая жесткость системы СПИД не позволяет вести обработку на высоких режимах из-за опасности

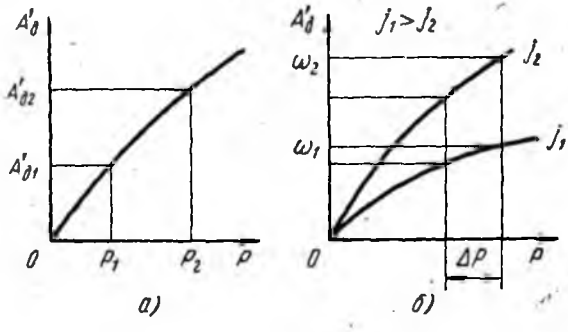


Рис. 1.55. Влияние жесткости системы СПИД на производительность обработки

появления выбраций, что также отрицательно сказывается на производительности.

Ранее отмечалось, что жесткость системы СПИД в разных ее точках различна. Изменение жесткости системы СПИД по длине обрабатываемой детали приводит к появлению погрешности геометрической формы $\omega_ф$ из-за изменения величины упругого перемещения. Ее величина может быть определена из равенства

$$\omega_ф = y_{max} - y_{min} = \frac{P}{j_{min}} - \frac{P}{j_{max}},$$

где j_{min}, j_{max} — соответственно минимальная и максимальная жесткости системы СПИД.

Если при выбранных режимах величина $\omega_ф$ превышает заданный допуск, то необходимо уменьшить режимы обработки на этом проходе или вести обработку с большим числом проходов. В обоих случаях величина основного технологического времени возрастает. При обработке нежестких деталей или деталей с отношением длины к диаметру свыше 5, закрепляемых консольно, наблюдается большая неравномерность жесткости, приводящая к резкому снижению производительности обработки.

Вспомогательное время ($t_в$). На величину вспомогательного времени существенное значение оказывают затраты времени, связанные с осуществлением холостых ходов. При этом из-за колебания величины припуска подход к заготовке осуществляется на рабочей скорости, которая обычно в несколько раз меньше скорости быстрых перемещений. Существенное влияние эти потери оказывают на производительность при шлифовании, где величина рабочей подачи определяется величиной порядка 1—2 мм/мин. Значительные холостые хода наблюдаются при обработке одновременно нескольких заготовок.

Колебания припуска и твердости материала заготовки, затупление режущего инструмента, снижая точность обработки, вынуждают вести обработку в несколько проходов, тем самым вызывая дополнительное увеличение вспомогательного времени. Особенно ярко это проявляется в условиях единичного производства, когда приходится в процессе обработки неоднократно производить измерения обработанных участков поверхности детали с тем, чтобы учесть колебание перечисленных факторов. При обработке крупных деталей потери времени, связанные с измерением, еще больше возрастают.

Подготовительно-заключительное время ($T_{п.з}$). Колебания припуска и твердости материала заготовки, режущей способности инструмента оказывают влияние на производительность обработки через увеличение подготовительно-заключительного времени, особенно это заметно в условиях мелкосерийного и единичного производства.

Как известно, перед обработкой деталей для получения размера заданной точности по возможности у большего числа деталей

производят настройку системы СПИД, располагая соответствующим образом возможное для данной технологической системы «мгновенное» поле рассеяния ($\omega_т$) относительно границ поля допуска. Чтобы правильно расположить поле рассеяния $\omega_т$, надо знать его величину. Так как поле $\omega_т$ является результатом действия случайных факторов, то его величина не известна. Поэтому настройку кинематических и размерных цепей системы СПИД рабочий или наладчик производят на основе имеющегося опыта.

Если настройка осуществляется методом пробных проходов, то в этом случае обрабатывается участок детали, измеряется величина получаемого размера, после чего вносится поправка в первоначальный размер статической настройки. Процесс повторяется до тех пор, пока после очередной обработки участка детали не получится рабочий настроечный размер, обеспечивающий наиболее выгодное использование поля допуска для компенсации возможных погрешностей. Далее производят обработку детали на всю длину. Количество проходов зависит от квалификации рабочего или наладчика, величины допуска и колебания припуска и твердости материала заготовки, во многом определяющих величину $\omega_т$. Чем больше величина $\omega_т$, тем больше приходится затрачивать времени на настройку.

При настройке системы СПИД на обработку партии деталей по одной пробной детали нельзя знать о величине и возможном положении поля рассеяния $\omega_т$. Для получения информации о нем и его положении с определенной степенью приближения к действительности следует вместо одной пробной детали обработать группу деталей при неизменной настройке. Тогда по величине и по направлению отклонения среднего группового размера от рабочего настроечного размера можно с некоторой степенью приближения судить о правильности сделанной настройки.

Чем больше разброс припуска и твердости материала заготовки, тем менее точна настройка. Для увеличения точности настройки в этом случае требуется обработать большее число деталей. Таким образом, колебание входных данных заготовки приводит к снижению производительности обработки в результате увеличения подготовительно-заключительного времени.

Глава 2

СОВРЕМЕННЫЕ МЕТОДЫ ДОСТИЖЕНИЯ ТРЕБУЕМОГО КАЧЕСТВА ДЕТАЛЕЙ И ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ОБРАБОТКИ

Целью любого технологического процесса, в том числе и процесса механической обработки деталей, является получение изделия, отвечающего его служебному назначению. При этом приходится решать задачу сокращения погрешностей заготовки $\omega_з$ до отклонений готовой детали $\omega_д$, которые были бы меньше или равны допуску $\delta_д$, установленному на соответствующий параметр качества:

$$\omega_д \leqslant \delta_д. \qquad (2.1)$$

Решение указанной задачи должно находиться в тесной связи с вопросами производительности и себестоимости обработки. С этой точки зрения, очевидно, наиболее выгодными следует считать такие технологические системы, которые, обладая соответствующим уточнением ε *, позволили бы получить готовую деталь в один проход.

В настоящее время уже реализован целый ряд таких систем: прессование деталей из пластмасс, изготовление деталей методом литья под давлением и др. Это процессы, при которых требования к качеству изготовляемых деталей относительно низкие. Что же касается изготовления деталей на станках, то обработка в один проход встречается довольно редко. В основном это изготовление неответственных деталей низкой точности: обработка плоскости разъема ножек токарного станка, обработка крышек, фланцев, заглушек и т. п.

При повышенных требованиях к качеству деталей, учитывая значения величин тех уточнений, которыми обладает металлорежущее оборудование, приходится прибегать к созданию сложных технологических систем, увеличивая тем самым технологическую цепочку.

Не требуется особых доказательств тому, что изготовление деталей и машин более высокого качества дороже, а производительность при этом, как правило, ниже. Наглядно это проиллюстрировано на графиках, представленных на рис. 2.1, где отражена зависимость стоимости обработки C от уровня ее качества.

* **Под уточнением** ε принято понимать отношение полей рассеяния характеристики качества заготовок $\omega_з$ и готовых деталей $\omega_д$.

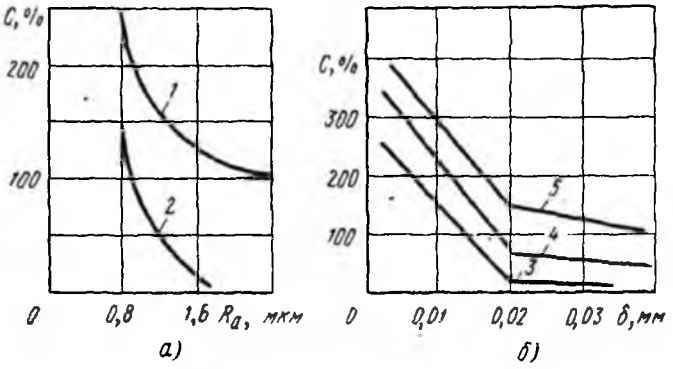


Рис. 2.1. Изменение затрат на обработку деталей в зависимости от точности и шероховатости поверхности для торцового [а] и плоского шлифования периферией круга [б] [по М. О. Якобсону]:

1 — δ < 0,05 мм; 2 — δ > 0,05 мм; 3 — R_a = 0,48 мкм; 4 — R_a = 0,8 мкм; 5 — R_a = = 1,2 мкм

Аналогичная картина наблюдается и при изготовлении соединений, механизмов и целых машин. На рис. 2.2 показаны зависимости стоимости изготовления C_1 и эксплуатации C_2 плунжерной пары от допуска на зазор $\delta_з$ и их суммарный график C_3. Оптимальному значению допуска на зазор $\delta_{оп}$ соответствует минимум суммарных затрат на изготовление и эксплуатацию плунжерной пары.

Как известно, процесс достижения требуемого качества деталей состоит из трех этапов: установки, координирования и закрепления детали на станке; настройки системы СПИД; обработки детали.

В силу ряда причин на каждом из этих этапов появляются погрешности, которые, суммируясь, образуют погрешность обработки ω:

$$\omega = \omega_у + \omega_с + \omega_д, \qquad (2.2)$$

где $\omega_у$ — погрешность установки;
$\omega_с$ — погрешность статической настройки;
$\omega_д$ — погрешность динамической настройки.

Каждая из составляющих погрешностей, в свою очередь, представляет сумму систематических и случайных погрешностей, порождаемых действием большого количества факторов.

При достижении требуемого качества изделий необходимо в каждом конкретном случае подходить дифференцированно к сокращению погрешностей обработки, так как выбор метода достижения качества в первую очередь нужно согласовывать с характером (систематический или случайный) и видом ($\omega_у$, $\omega_с$ или $\omega_д$) доминирующей погрешности.

Практикой накоплен большой опыт по изготовлению различных деталей. Как показано на рис. 2.3, за последние 70 лет точ-

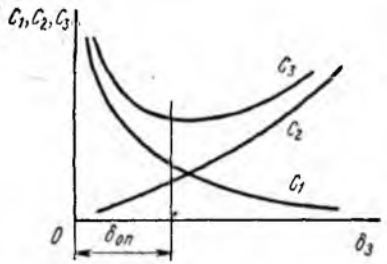


Рис. 2.2. Изменение стоимости изготовления и эксплуатации плунжерной пары в зависимости от допуска на зазор (по В. С. Корсакову)

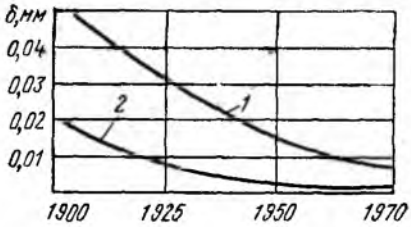


Рис. 2.3. Повышение точности обработки на станках с 1900 по 1971 г. (по М. О. Якобсону):
1 — средняя точность обработки; 2 — предельно достижимая точность обработки

ность их обработки δ значительно повысилась. Вместе с тем, несмотря на появление, особенно в последнее время, огромного разнообразия станков, приспособлений, инструмента, заготовок методов достижения качества деталей, на основе которых строятся технологические системы, относительно немного.

К наиболее широко используемым методам достижения требуемого качества изделий можно отнести: увеличение жесткости системы СПИД; обработку на заниженных режимах; многопроходную обработку; стабилизацию входных параметров деталей; стабилизацию температурных деформаций системы СПИД; сокращение влияния размерного износа инструмента; увеличение точности системы СПИД и др.

Одним из наиболее известных традиционных методов достижения требуемого качества и производительности обработки может считаться повышение жесткости системы СПИД.

Для большей наглядности влияния жесткости системы СПИД на процесс обработки примем условно составляющие суммарной погрешности ω_y и ω_c пренебрежимо малыми. В этом случае погрешность обработки будет характеризоваться величиной ее составляющей $\omega_д$. В свою очередь, $\omega_д$ будет в основном зависеть от упругого перемещения системы СПИД на ее замыкающем звене. В первом приближении упругое перемещение

$$A_д = \frac{P}{j_c}, \qquad (2.3)$$

где P — сила, действующая на систему СПИД в процессе обработки деталей.

При постоянной величине P зависимость упругого перемещения $A_д$, а следовательно, и погрешности обработки, от жесткости системы СПИД j_c выразится кривой, представленной на рис. 2.4. График показывает, что в области невысоких точностей деталей относительно небольшое увеличение жесткости системы СПИД Δj_1 обеспечивает значительное снижение погрешно-

стей обработки $\Delta\omega_1$. Однако по мере повышения требований к точности деталей достижение точности за счет увеличения жесткости становится все более сложным. Даже незначительное сокращение погрешности обработки $\Delta\omega_2$ требует резкого повышения жесткости системы СПИД Δj_2, что на практике приводит к неоправданному удорожанию оборудования. При повышении жесткости операционного станка последняя используется относительно полно. Что же касается универсальных станков, то большинство деталей обрабатывается при значительном недоиспользовании жесткости, это требует особо строгого подхода к вопросу повышения жесткости указанного оборудования.

Следует учитывать и то обстоятельство, что применение более жесткого станка с целью полного использования его по мощности может привести к нежелательным последствиям при дальнейшей обработке детали. Например, при обработке валов на токарных гидрокопировальных полуавтоматах это приводит к тому, что рассеяние диаметральных размеров возрастает и на шлифовальную операцию детали поступают с увеличенными колебаниями припуска и, следовательно, к резкому увеличению времени обработки на шлифовальном станке.

Повышая жесткость системы СПИД, можно довести составную часть погрешности обработки, определенную жесткостью, до сколь угодно малой величины. Как известно, жесткость системы СПИД $j_с$ зависит от жесткости ее элементов, т. е. жесткости станка $j_{ст}$, приспособления $j_п$, инструмента $j_и$ и детали $j_д$:

$$\frac{1}{j_с} = \frac{1}{j_{ст}} + \frac{1}{j_п} + \frac{1}{j_и} + \frac{1}{j_д}. \qquad (2.4)$$

Повышение жесткости системы СПИД должно осуществляться в первую очередь за счет увеличения жесткости наиболее слабого звена. В общем случае может быть три варианта обработки детали на станке:

1) жесткость станка, приспособления, инструмента j_1 больше жесткости детали $j_д$;

2) жесткости j_1 и $j_д$ равны;

3) жесткость j_1 меньше $j_д$.

Суммарное упругое перемещение на замыкающем звене $A_д$ системы СПИД

$$A'_д = A'_{дj_1} + A'_{дj_д}, \qquad (2.5)$$

где $A'_{дj_1}$ — упругое перемещение, определяемое жесткостью станка, приспособления и инструмента;

$A'_{дj_д}$ — упругое перемещение детали.

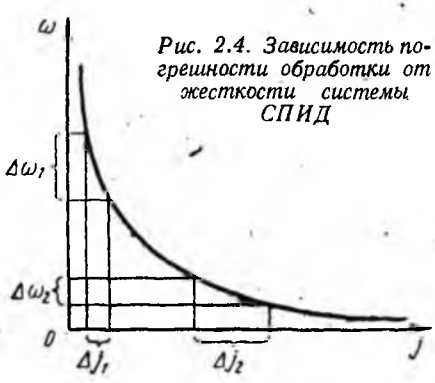


Рис. 2.4. Зависимость погрешности обработки от жесткости системы СПИД

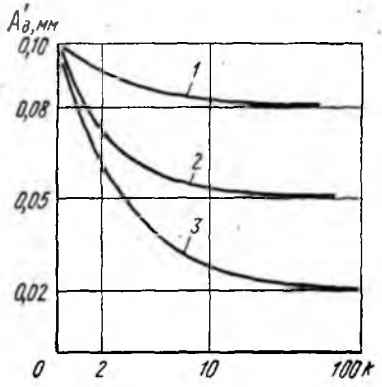


Рис. 2.5. Зависимость упругого перемещения системы СПИД от ее жесткости:

1 — $j_{с.п.и} > j_д$; *2* — $j_{с.\ п.\ и} = j_д$; *3* — $j_{с.п.и} < j_д$

На рис. 2.5 представлены графики изменения упругого перемещения $A'_д$ системы СПИД при повышении ее жесткости в k раз. Кривые *1*, *2*, *3* характеризуют соответственно три варианта соотношения жесткостей j_1 и $j_д$.

При условии, что упругое перемещение системы СПИД равно 0,1 мм, его составляющие $A'_{дj_1}$ и $A'_{дj_д}$ при указанном соотношении жесткостей j_1 и $j_д$ соответственно имеют следующие значения: *1* — $= A'_{дj_1} = 0{,}02$ мм; $A'_{дj_д} = 0{,}08$ мм; *2* — $A'_{дj_1} = 0{,}05$ мм; $A_{дj_д} = 0{,}05$мм; *3* — $A'_{дj_1} = 0{,}08$ мм; $A'_{дj_д} = 0{,}02$ мм.

Сокращение упругого перемещения $A'_д$, а следовательно, и погрешности обработки в каждом из трех указанных вариантов не может быть большим вполне определенной величины даже при бесконечно большом увеличении жесткости оборудования j_1. Так, для $j_1 = 500$ кгс/мм, $j_д = 125$ кгс/мм предельное сокращение погрешности обработки составляет 20%, для $j_1 = 200$ кгс/мм и $j_д = 200$ кгс/мм — 50%, для $j_1 = 125$ кгс/мм и $j_д = 500$ кгс/мм — 80%. Другими словами, пределом является значение величины $A'_{дj_д}$ для каждого варианта.

При $j_1 = j_д$ безразлично за счет повышения жесткости какого элемента системы СПИД добиваются значительного сокращения погрешности обработки. При $j_1 < j_д$ и $j_1 > j_д$ это возможно лишь при увеличении жесткости соответственно j_1 и $j_д$.

Из изложенного можно сделать вывод, что в том случае, когда погрешность обработки в основном определяется жесткостью обрабатываемой детали, увеличение жесткости оборудования не может дать положительных результатов. Это относится к консольной и центровой обработкам деталей на токарных, шлифовальных, фрезерных, отрезных станках, к обработке тонкостенных корпусных деталей и т. п. Когда не удается достичь желаемых результатов путем увеличения жесткости детали за счет изменения ее конструкции или применения специальных приспособлений (люнетов, опор и др.), переходят к использованию других методов достижения требуемого качества обработки.

Одним из таких методов является обработка на заниженных режимах. Из формулы (2.3) видно, что уменьшение силы резания P дает определенное сокращение упругих перемещений системы СПИД. Однако уменьшение P связано с понижением ре-

жимов обработки, например подачи, что, в свою очередь, приводит к потере производительности.

На рис. 2.6 приведены экспериментальные кривые, полученные при токарной обработке нежесткого валика ($l = 450$ мм, $d = 30$ мм) на станке 1А62. Верхний график — зависимость упругого перемещения системы СПИД от подачи s об/мин, при глубине резания $t = 2$ мм и скорости $v = 90$ м/мин. Нижний график — зависимость основного технологического времени t_o от подачи s при тех же условиях. Как видно, при снижении подачи от 0,3 до 0,2 мм/об упругое перемещение $A'_д$ уменьшилось от 0,17 до 0,12 мм, а t_o возросло от 1,56 до 2,35 мин. Снижение приозводительности, связанное с уменьшением подачи, ограничивается экономическими соображениями.

По мере увеличения требований к точности деталей при использовании той же заготовки происходит одновременное возрастание величины уточнения ε. Требуемое при этом дальнейшее снижение режимов резания на определенном этапе становится уже недопустимым из-за резкого снижения производительности и увеличения себестоимости обработки. В подобных случаях переходят к многопроходной обработке. Каждый проход дает свою величину уточнения ε_i, а общее уточнение ε будет равно

$$\varepsilon = \varepsilon_1\varepsilon_2\varepsilon_3 \cdots \varepsilon_m = \sum_{i=1}^{i=m} \varepsilon_i, \qquad (2.6)$$

где m — число проходов.

Основное технологическое время t_o при многопроходной обработке

$$t_o = \sum^{m} t_{oi}, \qquad (2.7)$$

где t_{oi} — основное технологическое время i-го прохода.

В общем случае t_o при многопроходной обработке может быть меньше, равно или больше t_o при однопроходной обработке. Вместе с этим происходит увеличение вспомогательного времени $t_в$, связанного с увеличением проходов. Для того чтобы, например, двухпроходная обработка была производительнее однопроходной, необходимо получить такое сокращение t_o, чтобы перекрыть дополнительные затраты на $t_в$. Поэтому на первом проходе снимают по возможности максимальный припуск при наибольшей допустимой подаче. Режимы резания на первом проходе определяются главным образом исходя из прочности звеньев системы СПИД, мощности привода, величины необходимого припуска для второго прохода, а также из допускаемого рассеяния параметра качества на первом проходе.

Последнее условие объясняется тем, что величина уточнения системы СПИД не постоянна и зависит от режимов обработки. Как показано на рис. 2.7. при изменении параметров среза, за-

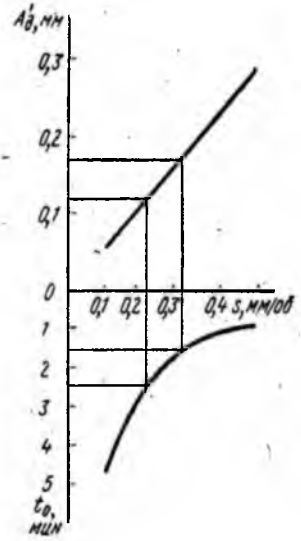
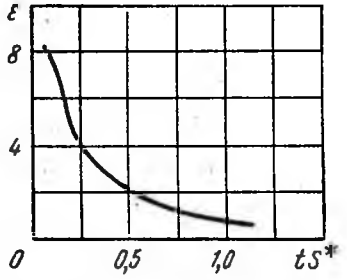


Рис. 2.6. Зависимость упругого перемещения системы СПИД и основного технологического времени от величины продольной подачи

Рис. 2.7. Зависимость уточнения системы СПИД от параметров среза (по С. С. Моданову)



висящих от глубины резания t и подачи s, при прочих равных условиях происходит значительное изменение уточнения ε.

На первом проходе при обработке, например, валов глубина резания постоянно изменяется из-за колебаний диаметральных размеров заготовок. Значит, каждая деталь будет обработана с разной величиной уточнения, что вызовет определенное колебание припуска на обработку для второго прохода. В общем случае это колебание припуска может оказаться таким, что на окончательном проходе невозможно будет использовать производительные режимы обработки, в результате чего двухпроходная обработка окажется невыгодной по сравнению с однопроходной.

Все изложенные методы достижения требуемого качества изделий часто не дают желаемых результатов при значительных колебаниях входных параметров заготовок: припуска на обработку, твердости, ширины обрабатываемой детали и др. Значительное увеличение жесткости оборудования резко удорожает его стоимость. Снижение режимов резания и многопроходная обработка становятся малопроизводительными. В подобных случаях стремятся различными способами сократить колебание входных параметров заготовок.

Если получение заготовок возможно с помощью более точного метода их изготовления, то переходят на другой вид заготовки. Однако это не всегда возможно, так как при определенной программе выпуска деталей себестоимость более точной заготовки может оказаться недопустимо высокой, даже при условии сокращения затрат на механическую обработку из-за меньших припусков на обработку и их колебаний. На рис. 2.8 приведены за-

висимости себестоимости заготовок C от величины программы и метода их получения. Характер этих кривых, выполненных для конкретной детали типа кольца, будет одинаковым для заготовок различных деталей.

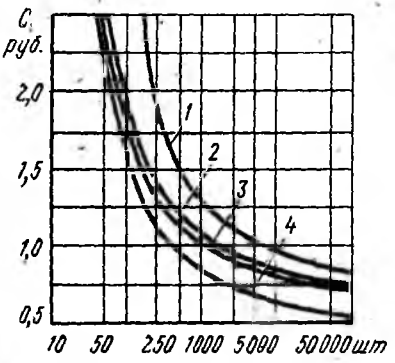


Рис. 2.8. Зависимость стоимости заготовок от программы выпуска и метода их получения (по М. Ф. Головлеву)

В ряде случаев прибегают к предварительным измерениям входных параметров заготовок с тем, чтобы не допустить на обработку те из них, у которых отклонения контролируемых параметров выше допустимой нормы. Заготовки измеряют также для предварительной их сортировки на несколько групп по величине, например, припуска или твердости. Это позволяет уменьшить погрешность обработки в партии деталей и повысить ее производительность. Последнее объясняется тем, что при обработке каждой группы режимы обработки соответствующим образом корректируют для обеспечения требуемой величины уточнения.

Для иллюстрации изложенного на рис. 2.9 схематично показан процесс сокращения погрешностей обработки при применении предварительной сортировки деталей на группы. При

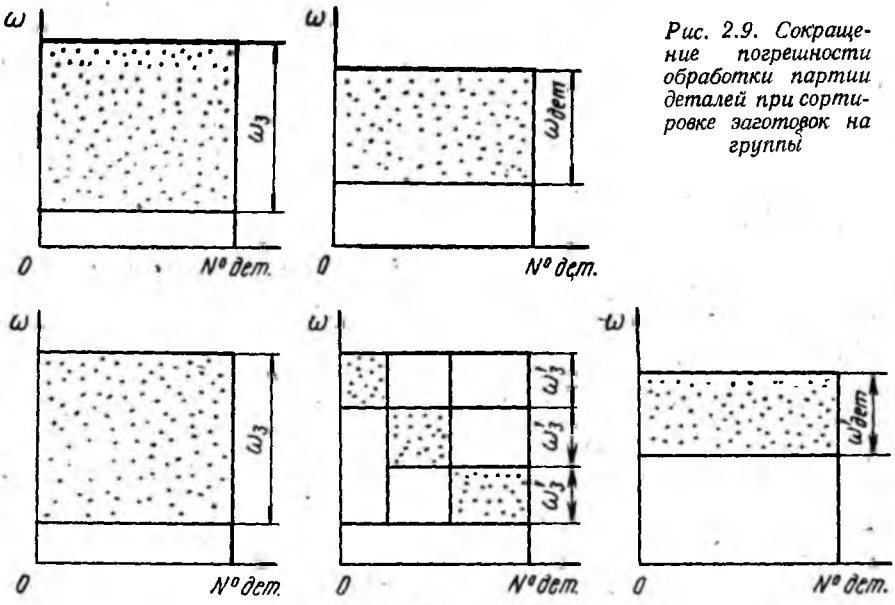


Рис. 2.9. Сокращение погрешности обработки партии деталей при сортировке заготовок на группы

обработке партии заготовок с колебанием контролируемого параметра качества в пределах $\omega_з$ получается партия деталей с полем рассеяния по тому же параметру, равным $\omega_{дет}$. При сортировке заготовок на три группы в каждой из них колебание контролируемого параметра $\omega_з'$ будет равно $\omega_з' = \frac{\omega_з}{3}$. Обработка отдельных групп заготовок при условии корректирования режимов резания для каждой из партии даст сокращение поля рассеяния параметра качества у всей партии до величины $\omega'_{дет}$.

Указанный метод сокращения погрешностей обработки оказался эффективным. Однако более широкому применению сортировки препятствуют такие факторы, как необходимость наличия дополнительных измерительных устройств, усложнение организации производства, повышение трудоемкости изготовления деталей из-за дополнительных затрат времени на сортировку. Следует отметить и то обстоятельство, что при необходимости учитывать колебания нескольких входных параметров заготовок сортировка на группы практически невозможна. Это объясняется тем, что при сортировке по нескольким параметрам одна и та же деталь может быть отнесена к различным группам.

Все описанные выше методы достижения требуемого качества деталей позволяют в той или иной степени сократить только погрешность динамической настройки $\omega_д$, которая зависит от колебания входных параметров заготовок и их твердости. При известных условиях они способствуют повышению производительности обработки.

В тех случаях, когда доминирующей является погрешность, определяемая температурными деформациями системы СПИД, стремятся сократить их диапазон путем стабилизации теплового режима работы системы СПИД или путем применения специальных устройств, компенсирующих перемещения отдельных узлов станка.

Наиболее простым способом является предварительный разогрев станка на холостом ходу или путем искусственного нагрева. Как показано на рис. 2.10, температура системы СПИД вначале интенсивно возрастает, а потом устанавливается на определенном уровне t_1° С. В соответствии с этим и погрешности обработки, определяемые температурными деформациями, также непрерывно увеличиваются на этапе разогрева системы СПИД, а затем стабилизируются, превращаясь в систематическую постоянную по величине составную часть погрешности обработки ω_1.

При обычных условиях работы (рис. 2.11) удлинение резца h за счет его температурных деформаций достигает значительной величины, соизмеримой, в ряде случаев, с требуемой точностью обработки. При прочих равных условиях удлинение резца h при обработке партии деталей зависит от времени, в течение которого резец находится в работе, и перерывов между обработкой двух смежных деталей. Поэтому при обработке партии деталей

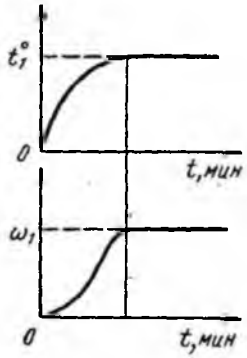


Рис. 2.10. Связь погрешности обработки с температурными деформациями системы СПИД

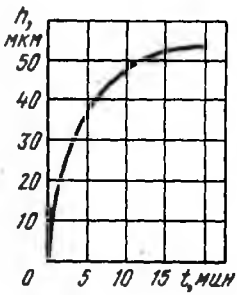


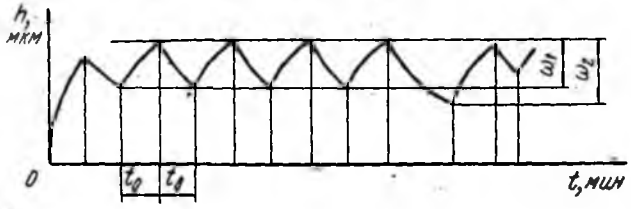
Рис. 2.11. Зависимость температурных деформаций резца от времени его непрерывной работы

стремятся стабилизировать время на обработку $t_о$ и перерывы $t_в$ для каждого изделия (рис. 2.12). В этом случае обеспечиваются примерно равные температурные деформации резца для каждой детали, что способствует сокращению погрешностей обработки ω_1. При неритмичной работе, когда $t_о \neq \text{const}$ и $t_в \neq \text{const}$, удлинение резца h для каждой детали становится разным, вызывая тем самым увеличение погрешности $\omega_2 > \omega_1$.

Известное повышение качества обработки дает также стабилизация температуры в помещении, где находится станок. К подобному способу стабилизации температурных деформаций прибегают, в частности, при изготовлении деталей на координатно-расточных станках. Используют также способ стабилизации температуры отдельных узлов станка. У прецизионных резьбошлифовальных станков шпиндель и каретку охлаждают прокачиванием через специальные каналы охлаждающей жидкости требуемой температуры.

При необходимости выполнения особо точных работ прибегают к специальным конструктивным мероприятиям, позволяющим свести до минимума влияние температурных деформаций оборудо-

Рис. 2.12. Изменение температурных деформаций резца при обработке партии деталей



вания на качество обработки, например, применяя специальные шпиндельные подшипники, смазываемые масляным туманом. По данным фирмы Ньюол, это позволяет практически устранить влияние нагрева шпиндельного узла на точность обработки. Другим способом является использование материалов с малым коэффициентом линейного расширения, например, инвара. Этот способ реализован на координатно-расточном станке MP-2P фирмы SIP, на котором шпиндельная бабка связана со стойкой посредством инварной рамы. Благодаря этому расстояние между стойкой и осью шпинделя остается практически неизменным даже при значительном нагреве станка. Как видно на рис. 2.13, смещение оси шпинделя *l* при нагреве в случае применения рамы из инвара (кривая *2*) примерно в 10 раз меньше, чем у такого же станка старой конструкции (кривая *1*).

Более совершенными являются устройства, позволяющие компенсировать температурные деформации системы СПИД. К их числу относятся компенсаторы в виде стержня, удлинение которых смещает шпиндельную бабку в направлении, обратном ее смещению от нагрева при работе. Подобная конструкция реализована на координатно-расточном станке модели LKB фирмы Декель. На рис. 2.14 даны графики изменения положения оси шпинделя в зависимости от времени работы станка: кривые *1* и *2* — соответственно для старой и новой конструкции шпинделя.

Следует отметить, что все изложенные методы достижения требуемого качества изготовления деталей не приемлемы в том случае, когда погрешность обработки, в основном, определяется действием такого систематически изменяющегося фактора, как износ инструмента. В заводской практике используется целый ряд способов, позволяющих сократить или компенсировать указанный вид погрешности. К основным из них относятся увеличение размерной стойкости или замена износившегося инструмента, а также компенсация размерного износа с помощью специальных устройств.

Процесс износа инструмента характеризуется графиком, изображенным на рис. 2.15, показывающим, что износ *h* возрастает

Рис. 2.13. Зависимость смещения оси шпинделя от способа его установки

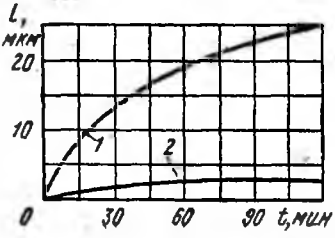
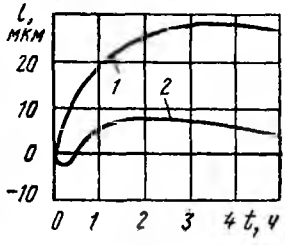


Рис. 2.14. Зависимость смещения оси шпинделя от продолжительности работы станка



непрерывно в процессе резания. Наиболее интенсивен износ на участках приработки *I* и катастрофического износа *III*. Участок *II* соответствует нормальной скорости износа, пропорциональной пути *L*, пройденному инструментом в материале. Для повышения качества и производительности обработки деталей необходимо увеличивать протяженность участка *II* и уменьшать угол наклона кривой α, т. е. сокращать интенсивность износа.

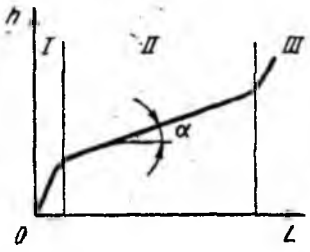


Рис. 2.15. Процесс износа режущего инструмента

Для удобства сравнения размерной стойкости инструмента пользуются значением удельного износа, под которым понимают величину износа на пути резания 1000 м. По данным 1ГПЗ, размерная стойкость составляет 30—50% от общего времени работоспособности инструмента. Установлено также, что на настройку станков по причине износа инструмента затрачивается до 10—15% общего рабочего времени оборудования. На практике увеличение размерной стойкости инструмента достигается повышением качества его изготовления, снижением режимов резания, выбором оптимальных режимов заточки и доводки режущих кромок, улучшением геометрии, правильным подбором и применением смазывающе-охлаждающих жидкостей и др.

На автоматических линиях, которые создавались впервые для уменьшения простоев, связанных с размерным износом инструмента, снижали режимы обработки, повышая тем самым время работы инструмента. Однако этот способ оказался мало эффективным. В ряде случаев сократить влияние фактора размерного износа позволяет использование инструмента с меньшей величиной удельного износа. Так, например, при чистовом точении стали удельный износ сплава Т30К4 равен 0,004 мм, Т15К6 — 0,007 мм, Т5К10 — 0,01 мм, ВК-4 — 0,03 мм. По данным 1ГПЗ, переход на охлаждение режущего твердосплавного инструмента эмульсолом, охлаждаемым до 18—20° С, позволил также повысить размерную стойкость инструмента.

Одним из наиболее распространенных способов борьбы с влиянием размерного износа являются различные варианты замены износившегося инструмента. Такая замена инструмента осуществляется, в частности, на основе ручного измерения обрабатываемой детали. Наиболее просто реализуется замена сверл, разверток, метчиков, пальцевых фрез и т. п., так как не требуется подналадки системы СПИД.

Более совершенной является принудительная смена инструмента. В тех случаях, когда нет возможности проследить за износом режущего инструмента и по каким-либо причинам нежелательно или невозможно измерять детали, для своевременной замены инструмента используют счетные устройства, фиксирую-

щие число обработанных деталей или время обработки. Предварительно, обычно опытным путем, устанавливают допустимое значение числа обработанных деталей или времени работы. При этом особо важное значение преобретает стабильность качества инструмента. Это объясняется тем, что при использовании инструмента с заниженной, в сравнении с заданной, стойкостью обрабатываемые детали могут выйти по контролируемому параметру качества за пределы поля допуска. В случае завышенной стойкости не будут полностью использованы возможности данного инструмента.

Широкое распространение получил в промышленности способ замены инструмента, получивший название взаимозаменяемой настройки системы СПИД. Наиболее совершенным его вариантом является автоматическая принудительная смена инструмента по команде, исходящей от соответствующего устройства. Сущность взаимозаменяемой настройки заключается в том, что любой новый инструмент или блок инструментов может быть установлен вместо изношенных без последующей проверки их положения на станке. Последнее достигается путем точной обработки или регулировки установочных размеров инструмента вне станка.

Сравнительно легко осуществляется взаимозаменяемая настройка на базе многолезвийных вставок. Примером может служить пятилезвийная твердосплавная пластина, ориентированная относительно корпуса резца. При износе очередного лезвия пластину поворачивают, вводя таким образом в работу новое лезвие. Аналогичным способом в качестве элемента взаимозаменяемой настройки используют твердосплавный чашечный резец. Такие резцы нашли широкое применение на автоматических линиях 1ГПЗ. Осуществляемый с помощью несложного устройства принудительный поворот чашечного резца исключает необходимость затраты времени на поднастройку системы СПИД. Как показано на рис. 2.16, *б*, точность обработки деталей также повысилась по сравнению с ручным способом поворота резца (рис. 2.16, *а*).

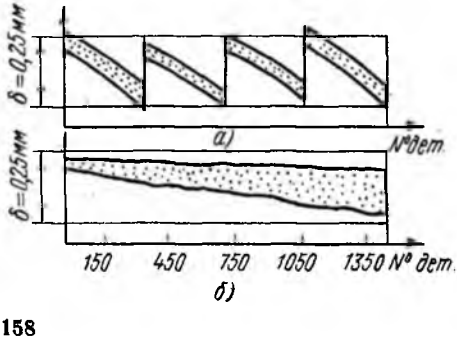


Рис. 2.16. Точность обработки партии деталей при ручном (а) и механическом (б) повороте чашечного резца

Данные о внедрении взаимозаменяемой настройки на многорезцовых полуавтоматах показывают, что время, затрачиваемое в течение смены на настройку оборудования, сократилось от 40 до 3,24 мин., а на автоматических линиях аналогичные затраты времени сократились в 4—6 раз.

Изложенный способ борьбы с влиянием износа основан на замене износившегося инструмента. Однако суще-

ствует ряд технологических операций, для которых такое решение не приемлемо. В первую очередь сюда относится шлифование, а также те процессы, при которых размерный износ инструмента при обработке одной или нескольких деталей соизмерим с требуемой точностью обработки. В подобных случаях используют различные системы подналадчиков, основанные на применении методов активного контроля.

Устройства для активного контроля изделий в процессе обработки получили наибольшее распространение на шлифовальных станках. Этому способствовал ряд факторов: требования высокого качества обработки, быстрый износ шлифовальных кругов, длительность цикла обработки и др.

Указанный метод компенсации влияния систематического фактора износа инструмента заключается в том, что относительное положение инструмента и детали корректируется специальными механизмами в соответствии с результатами измерений одной или определенной группы деталей, уже прошедших обработку. Как видно из графика на рис. 2.17, *а*, при подходе контролируемого параметра к установленной границе допуска подается команда на изменение положения инструмента, т. е. происходит подналадка системы СПИД. Положение инструмента изменяется на величину образовавшегося размерного износа. Подналадки периодически повторяются до момента полного износа инструмента, после чего его необходимо заменить.

Предельно возможное сокращение погрешности обработки данным методом определяется величиной поля рассеяния контролируемого параметра качества деталей $\omega_т$, определяемого действием случайных факторов. Действительно, как показано на рис. 2.17, *б*, уменьшение интервала между двумя подналадками сокращает систематическую погрешность $\omega_п' < \omega_п$.

Увеличение числа подналадок приведет к тому, что поле рассеяния $\omega_т$ расположится горизонтально (рис. 2.17, *в*) т. е. влияние износа инструмента будет полностью исключено. В этом

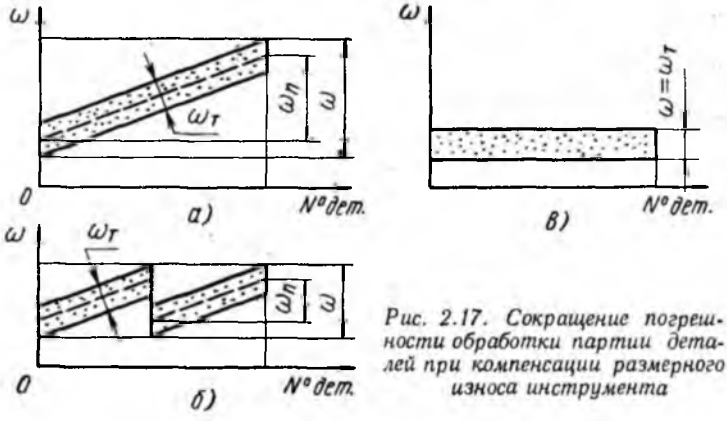


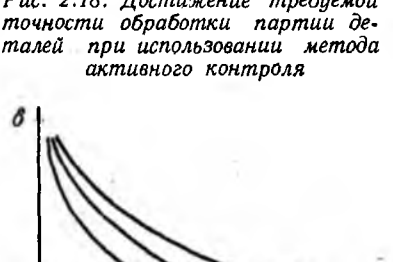
Рис. 2.17. Сокращение погрешности обработки партии деталей при компенсации размерного износа инструмента

случае применение подналадки системы СПИД, основанной на получении информации с обработанной детали, становится невозможным, так как подналадчик теперь будет реагировать только на случайные факторы. Таким образом, информация, полученная с обработанной детали, станет непригодной для формирования сигнала поднастройки при обработке последующей детали. Этим обстоятельством объясняется использование описанного метода для процессов обработки деталей, при которых случайная часть суммарной погрешности обработки мала в сравнении с систематической. При использовании поднастройки малыми импульсами при алмазной расточке отверстия под поршневой палец на автоматической линии поршней величина поднастроечного импульса была равна 0,2 мкм. Это дало возможность обрабатывать отверстия с общей величиной поля рассеяния диаметрального размера, равной 0,007 мм, при случайной части составляющей погрешности, равной 0,005 мм.

Следует отметить определенные технические трудности реализации метода поднастройки малыми импульсами из-за невозможности обеспечить достаточно плавные без рывков малые перемещения относительно больших и тяжелых узлов станков.

Устройства активного контроля, основанные на применении жестких калибров и измерительных головок, позволяют сократить систематические погрешности, связанные с размерным износом инструмента, а также ту часть случайной погрешности, которая определяется колебанием входных параметров обработки. Как видно на рис. 2.18, обработка происходит до того момента, пока деталь не войдет в установленное поле допуска $\delta_д$ по контролируемому параметру качества. Снятие увеличенного припуска на обработку z_2 и z_3 по сравнению с номинальным z_1 происходит в результате увеличения основного технологического времени $t_0' < t_0'' < t_0'''$. Последнее обстоятельство затрудняет включение описанного метода достижения качества обработки в технологические цепочки с жестким тактом работы. Повышение производительности обработки при использовании активного контроля достигается в основном за счет сокращения времени на смену инструмента и подналадку системы СПИД.

Рис. 2.18. Достижение требуемой точности обработки партии деталей при использовании метода активного контроля



Изложенные методы достижения требуемой точности обработки позволяют в той или иной степени сократить погрешность динамической настройки $\omega_д$, не затрагивая две другие части сум-

марной погрешности обработки; погрешность установки ω_y и погрешность статической настройки ω_c.

В тех случаях, когда доминирующей является погрешность, определяемая точностью системы СПИД, переходят к обработке детали на другом типе оборудования. В табл. 2.1 приведен пример повышения требуемой точности расстояний между поверхностями корпусных деталей при обработке их на различных станках. Если по ряду причин деталь может быть обработана только на станке данного типа, то приходится повышать его точность.

Таблица 2.1

Метод обработки и оборудование	Точность расстояния от базовой плоскости в мм	Метод обработки и оборудование	Точность расстояния от базовой плоскости в мм
Фрезерование на консольно-фрезерном станке	0,18	Строгание на продольно-строгальном станке	0,10
Фрезерование на расточном станке	0,15	Плоское шлифование на станках с прямоугольными и круглыми столами	0,07
Фрезерование на продольно-фрезерном станке	0,12	Протягивание	0,06

Следует, однако, заметить, что если для станков нормальной точности этот путь относительно прост, то даже небольшое повышение точности прецезионного оборудования является чрезвычайно сложной технической задачей. Часто бывает целесообразнее прибегнуть к оснащению станка дополнительными устройствами, которые компенсируют тем или иным способом собственную неточность станка. На современных координатно-расточных станках использование специальных устройств, повышающих точность вывода стола или шпинделя на требуемое значение координаты, позволяет сократить эту погрешность до 0,3—0,5 мкм.

Повышение геометрической точности оборудования дает возможность сократить погрешность статической настройки ω_c, а также в известной степени и погрешность установки ω_y, хотя последняя чаще зависит, в основном, от самой обрабатываемой детали, выбранной схемы базирования и способа осуществления силового замыкания.

Для сокращения ω_y прибегают, в частности, к созданию технологических систем СПИД, на которых можно обработать деталь за одну установку. Примером могут служить многооперационные станки, позволяющие с наименьшим числом установок (часто

с одной установки) детали осуществить ее запрограммированную обработку.

Все рассмотренные выше методы достижения требуемого качества обрабатываемых деталей позволяют в той или иной степени сократить все составляющие суммарной погрешности обработки и при определенных условиях способствуют увеличению производительности. Часть этих методов получила широкое распространение в промышленности. В основном это относится к методам, сокращающим влияние систематических факторов: размерного износа инструмента, температурных деформаций системы СПИД и т. п. В свою очередь, это привело к тому, что удельный вес погрешности, определяемой действием случайных факторов, резко возрос, и именно она стала основным препятствием на пути увеличения точности и производительности обработки. Как показывают экспериментальные исследования и обработка статистических данных, полученных на промышленных предприятиях, погрешность динамической настройки системы СПИД, зависящая, в частности, от колебания входных параметров деталей, часто составляет 80% и более от суммарной погрешности обработки.

Большинство существующих методов достижения качества обработки деталей воздействуют пассивно на сокращение указанной доминирующей части погрешности обработки. Причем сокращение этой доли погрешности часто осуществляется за счет соответствующего снижения производительности обработки. Одним из основных недостатков этих методов является то, что в данном случае невозможно контролировать погрешность обработки непосредственно в момент ее возникновения. Это обстоятельство во многом предопределило направление исследований по разработке новых более совершенных методов борьбы с погрешностями обработки и повышения ее производительности.

Еще в 1947 г. проф. Б. С. Балакшиным была высказана мысль о том, что основным фактором, оказывающим влияние на качество и производительность обработки, является колебание силы резания, порождающее изменение упругих перемещений системы СПИД.

Исследования, проведенные в лаборатории кафедры технологии машиностроения Московского станкоинструментального института под руководством проф. Б. С. Балакшина, позволили установить связь между факторами, действующими в процессе обработки деталей, и понять механизм образования погрешностей. Все это дало возможность поставить задачу нахождения путей и средств адаптивного управления. Были созданы технологические системы СПИД, позволяющие управлять упругими перемещениями на основе объективной информации о характере протекания процесса обработки. В лаборатории кафедры, а также в ряде институтов и на заводах были разработаны и исследованы системы адаптивного управления, которые показали возможность существен-

ного увеличения качества обработки путем управления упругими перемещениями системы СПИД при одновременном, как правило, повышении производительности.

В настоящее время вопрос управления ходом технологического процесса (адаптивное управление) получил широкое признание как в нашей стране, так и за рубежом. Анализ результатов последних работ и литературных данных позволяет утверждать, что оборудование, оснащенное адаптивными системами, дает увеличение точности обработки в 2—5 раза при повышении производительности в 1,5—2 и более раз.

ГЛАВА 3

УПРАВЛЕНИЕ ХОДОМ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ПРОЦЕССА ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ С ЦЕЛЬЮ ПОВЫШЕНИЯ ТОЧНОСТИ И ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ

3.1. Получение информации о ходе технологического процесса обработки деталей на станках

В результате обработки на станках показатели точности деталей получают определенное уточнение. Величина уточнения размеров в партии деталей ε определяется отношением

$$\varepsilon = \frac{\omega_з}{\omega_\Delta}, \tag{3.1}$$

где $\omega_з$ — поле рассеяния размеров заготовок; ω_Δ — поле рассеяния размеров обработанных деталей. Для достижения требуемой точности размера в пределах допуска δ_Δ необходимо, чтобы

$$\delta_\Delta \geqslant \frac{\omega_з}{\varepsilon}. \tag{3.2}$$

Если в результате обработки детали на первом станке в один проход условие (3.2) не выполняется, то для достижения требуемой точности деталь дополнительно обрабатывают на том же или других станках, пока не получат требуемое уточнение. В результате операций обеспечивается требуемое уточнение

$$\varepsilon = \varepsilon_1 \varepsilon_2 \cdots \varepsilon_m = \prod_{i=1}^{i=m} \varepsilon_i, \tag{3.3}$$

при котором соблюдается условие

$$\delta_\Delta \geqslant \frac{\omega_з}{\prod_{i=1}^{i=m} \varepsilon_i}. \tag{3.4}$$

На рис. 3.1 для примера представлены точечные диаграммы размеров заготовки и диаметральных размеров валика, полученных соответственно после обработки на двух токарных и шлифовальных станках. Уточнение размеров после первой токарной операции составляет $\varepsilon_1 = \frac{1.7}{0.4} = 4{,}25$, после второй $\varepsilon_2 = \frac{0.4}{0.2} = 2$, после первой шлифовальной операции $\varepsilon_3 = \frac{0.2}{0.015} = 13$ и после

второй шлифовальной $\varepsilon_4 = \frac{0{,}015}{0{,}005} = 3$. Таким образом после четырех операций общее уточнение диаметрального размера валика, в результате которого обеспечивается требуемая точность, составляет

$$\varepsilon = \varepsilon_1\varepsilon_2\varepsilon_3\varepsilon_4 = 4{,}25 \cdot 2 \cdot 13 \cdot 3 = 331.$$

Из точечной диаграммы видно, что в результате обработки происходит уточнение не только размеров, но и точности формы детали в поперечном сечении. Так, например, если у заготовок погрешность формы в поперечном сечении составляет $\omega_\Phi = 1{,}2$ мм, то у деталей после первой токарной операции $\omega_{\Phi 1} = 0{,}2$ мм, после второй $\omega_{\Phi 2} = 0{,}1$ мм, после первой шлифовальной $\omega_{\Phi 1} = 0{,}015$ мм и окончательно после второй шлифовальной операции $\omega_{\Phi 2} = 0{,}005$ мм. Увеличение числа проходов или операций, необходимых для достижения требуемой точности, непосредственно связано с увеличением трудоемкости, себестоимости и снижением производительности обработки.

Из выражения (3.4) видно, что повышение коэффициентов уточнения систем СПИД позволяет обеспечить получение требуемой точности детали с меньшим числом проходов и операций, т. е. более производительно и экономично. Таким образом, вопросы точности и производительности обработки тесно связаны между собой. Поэтому задача эффективного использования различных автоматических систем управления точностью и производительностью требует комплексного решения.

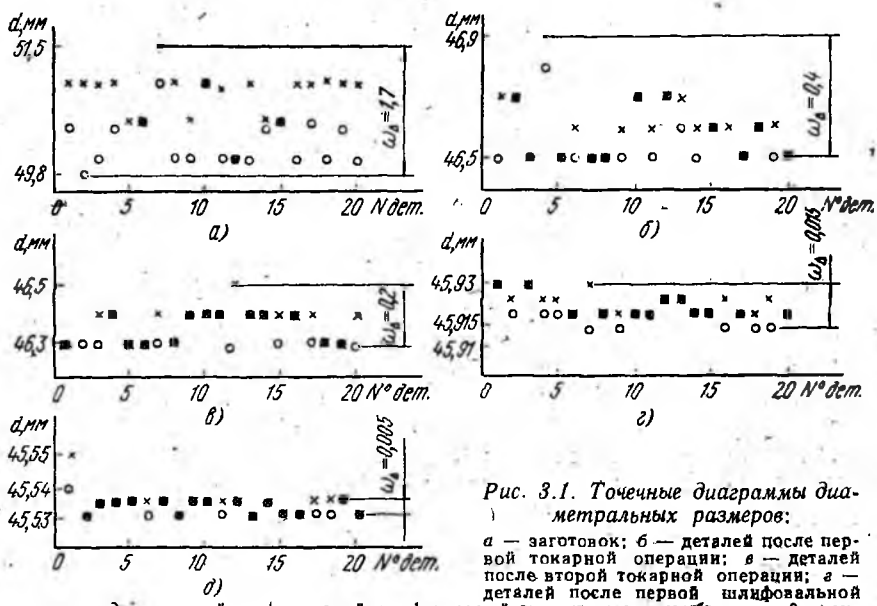


Рис. 3.1. Точечные диаграммы диаметральных размеров:

а — заготовок; *б* — деталей после первой токарной операции; *в* — деталей после второй токарной операции; *г* — деталей после первой шлифовальной операции; *д* — деталей после второй шлифовальной операции; *х* — наибольшее, 0 — наименьшее значения размеров в контролируемом сечении

На точность деталей, обрабатываемых на металлорежущих станках, влияет большое количество систематических и случайных факторов. В результате совокупного действия случайных факторов, основными из которых являются колебания припуска и твердости детали, происходит образование мгновенного поля рассеяния $\omega_т$, величина которого в различных выборках деталей может меняться. Так, например, в конце партии вследствие затупления инструмента и увеличения вектора силы резания величина $\omega_т$ возрастает.

В результате совокупного действия изменяющихся по определенному закону систематических факторов, таких, как температурные деформации системы СПИД и размерный износ режущего инструмента, происходит смещение мгновенного поля рассеяния $\omega_т$ на величину $\omega_п$.

На величину общего поля рассеяния детали $\omega_Δ$ оказывает влияние также погрешность $\omega_а$, обусловленная систематическим действием постоянных факторов. Таким образом, общее поле рассеяния размеров в партии деталей определяется выражением

$$\omega_Δ = \omega_т + \omega_п + \omega_а, \qquad (3.5)$$

где $\omega_т$ — часть поля рассеяния, обусловленная действием случайных факторов;

$\omega_п$ — часть поля рассеяния, обусловленная действием систематических факторов, изменяющихся по определенному закону;

$\omega_а$ — часть поля рассеяния, обусловленная систематическим действием постоянных факторов.

Существенное повышение точности обработки деталей становится возможным при одновременном уменьшении каждой из трех частей общего поля рассеяния размеров.

Разработка и создание автоматических систем для управления точностью и производительностью механической обработки обусловливает необходимость правильного выбора регулируемой величины и соответствующих источников получения информации, характеризующих отклонения хода технологического процесса. Для сокращения полей рассеяния $\omega_а$ и $\omega_п$, обусловленных совокупным действием постоянных и систематически действующих факторов, изменяющихся по определенному закону, в машиностроении достаточно широко применяют различные устройства активного контроля. С помощью этих устройств производится периодическая коррекция статической настройки системы СПИД или управление точностью обработки деталей. Необходимая для управления информация поступает при этом от измерительного устройства, контролирующего полученный размер обработанной детали.

В зависимости от решаемой задачи подналадку можно осуществлять по размеру одной детали, по групповому среднему размеру нескольких деталей, по повторным импульсам и т. д. Чем

дальше от рабочей зоны располагается измерительное устройство, т. е. чем больше обработанных деталей располагается между измерительной позицией и рабочей, тем больше запаздывание получения информации тем больше вероятность получения брака.

В ряде случаев, как, например, на станках с программным управлением, работающих в мелкосерийном и единичном производстве, для повышения точности и производительности коррекцию статической настройки системы СПИД производят перед обработкой деталей нового типоразмера. Для этого необходимую информацию о совокупном влиянии постоянных и систематических факторов получают путем измерения точности положения режущих кромок инструмента относительно технологических баз или путем измерения группы обработанных деталей.

Управление с целью уменьшения погрешности $\omega_п$, обусловленной действием систематических факторов, изменяющихся по определенному закону за время обработки одной детали, требует знания закономерности изменения этих факторов. К таким факторам относятся: переменная по длине жесткость системы СПИД; смещение баз, например линии центров, от требуемого положения; износ инструмента; температурные деформации в процессе обработки детали и ряд других. При этом основным источником информации, определяющей характер изменения рассматриваемых факторов, как правило, являются непосредственно показатели точности обработанной детали.

Например, для выявления погрешности формы вала в продольном сечении, получаемой в результате переменной жесткости системы СПИД токарного станка, необходимо измерить отклонение точности диаметральных размеров первого обработанного вала в различных сечениях ΔD_1, ΔD_2, . . ., ΔD_i и на основании этого составить программу управления $\Delta D = f(L)$ для повышения точности формы всех остальных валов партии. Эта программа набирается на пульте управления САУ набором переключателей [37] или задается профилем кулачка, вырезаемого из листа металла [36].

При обработке валов и ряда других деталей информацию об отклонении размеров и погрешности формы в продольном сечении можно получить непосредственно в процессе обработки с отставанием по длине 3—15 мм. Для этого измерительный датчик устанавливают непосредственно за режущим инструментом (резцом) и он перемещается вместе с инструментом в направлении подачи. Однако, несмотря на то, что погрешности, порождаемые действием систематических факторов, как правило, изменяются монотонно, отставание получения информации, обусловленное смещением датчика относительно режущего инструмента, оказывает существенное влияние на точность управления.

Наибольшие трудности представляет сокращение мгновенного поля рассеяния $\omega_т$, обусловленного совокупным действием случайных факторов. Эффективность управления процессом в пер-

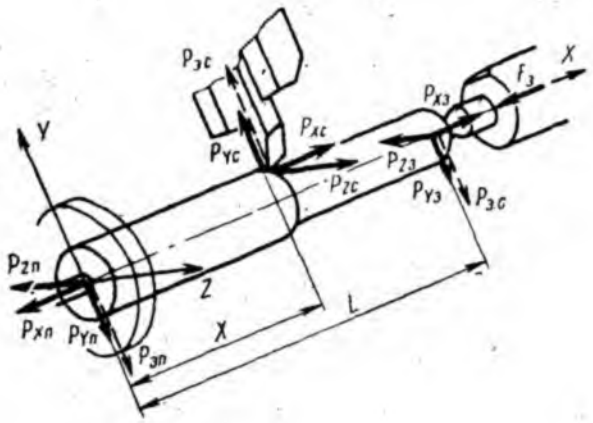


Рис. 3.2. Схема сил, действующих в процессе резания

вую очередь зависит от своевременного получения достоверной информации, характеризующей совокупное влияние случайных факторов. Своевременное получение информации позволяет управлять процессом образования случайных погрешностей, переводя тем самым основные факторы, порождающие образование ω_r, из категории случайных в категорию систематических. Выбор регулируемой величины и соответствующих источников информации, характеризующей действие случайных факторов, основывается на анализе физической сущности образования погрешности детали в процессе резания.

Рассмотрим процесс образования упругого перемещения на замыкающем звене размерной цепи токарного станка, определяющей радиус детали. На рис. 3.2 показана схема базирования и схема сил, действующих в процессе резания на деталь, суппорт, переднюю и заднюю бабки. В приведенной схеме не учитывается масса детали и центробежная сила инерции, влияние которых на величину упругого перемещения незначительно.

На суппорт станка непосредственно действуют составляющие силы резания P_Y, P_X, P_Z. Решение системы шести уравнений

$$\left.\begin{array}{l} \sum X = 0; \quad \sum M_X = 0; \\ \sum Y = 0; \quad \sum M_Y = 0; \\ \sum Z = 0; \quad \sum M_Z = 0 \end{array}\right\} \qquad (3.6)$$

позволяет определить силы, действующие на переднюю и заднюю опоры:

$$\left.\begin{array}{l} P_{Yn} = P_Y\left(1 - \frac{x}{L}\right) + \frac{P_X d}{L2}; \\ P_{Xn} = P_X + F_3; \\ P_{Zn} = P_Z\left(1 - \frac{x}{L}\right); \end{array}\right\} \qquad (3.7)$$

$$\left.\begin{aligned} P_{Y_3} &= P_Y \frac{x}{L} - \frac{P_X d}{L2}; \\ P_{X_3} &= -F_3; \\ P_{Z_3} &= P_Z \frac{x}{L}, \end{aligned}\right\} \qquad (3.8)$$

где F_3 — сила поджима детали пинолью.

Уравнения (3.7) и (3.8) показывают влияние составляющих сил резания на величину проекции сил, действующих на переднюю и заднюю бабки в соответствующих координатных плоскостях. Составляющая P_Y влияет на проекции $P_{Y_П}$ и $P_{Y_З}$. При этом действие на переднюю и заднюю опоры меняется в зависимости от координаты точки приложения силы резания. Действие составляющей P_X приводит к возникновению момента $M_Z = \frac{P_X d}{2}$, разворачивающего деталь в плоскости XOY. Вследствие этого на задний центр в положительном направлении оси Y действует сила $\frac{P_X d}{2}$, а на передний центр действует такая же сила в отрицательном направлении оси Y. Действие составляющей P_X на опоры не зависит от координаты x, а определяется диаметром обрабатываемой ступени и длиной детали. Влияние силы P_z на проекции $P_{Z_П}$ и $P_{Z_З}$ зависит от координаты точки приложения силы резания. Сила поджима пиноли F_3 при обработке жестких деталей практически не оказывает влияния на точность диаметральных размеров.

Упругое перемещение на замыкающем звене размерной цепи системы СПИД определяется выражением

$$A_Д' = \left(1 - \frac{x}{L}\right) y_П + \frac{x}{L} y_З + y + y_Д, \qquad (3.9)$$

где $y_П$, $y_З$, $y_С$, $y_Д$ — соответственно упругие перемещения передней и задней бабки, суппорта и детали.

Упругое перемещение каждого из узлов системы СПИД

$$A_Д' = \frac{P_Э}{j}, \qquad (3.10)$$

где $P_Э$ — эквивалентная сила;

j — жесткость узла в направлении действия эквивалентной силы.

Так как эквивалентная сила возникает как следствие силы резания, то зависимость эквивалентной силы, подсчитанной для каждого из узлов системы СПИД, от проекции результирующей силы резания, действующей на узел, можно выразить уравнениями:

$$\left.\begin{aligned} P_{Э.С} &= k_С P_Y + l_С P_X + m_С P_Z; \\ P_{Э.П} &= k_П P_{Y_П} + l_П P_{X_П} - m_П P_{Z_П}; \\ P_{Э.З} &= k_З P_{Y_З} + l_З P_{X_З} + m_З P_{Z_З}, \end{aligned}\right\} \qquad (3.11)$$

где $P_{э.с}$, $P_{э.п}$, $P_{э.з}$ — эквивалентные силы, действующие на суппорт, переднюю и заднюю бабки;

k, l, m — коэффициенты, определяющие влияние проекции результирующей силы, действующей на соответствующий узел, на эквивалентную силу.

Заменив в формуле (3.10) $P_э$ соответствующим выражением, получим

$$\left.\begin{aligned} y_с &= \frac{k_с}{j_с} P_Y + \frac{l_с}{j_с} P_X + \frac{m_с}{j_с} P_Z; \\ y_п &= \frac{k_п}{j_п} P_{Yп} + \frac{l_п}{j_п} P_{Xп} + \frac{m_п}{j_п} P_{Zп}; \\ y_з &= \frac{k_з}{j_з} P_{Yз} + \frac{l_з}{j_з} P_{Xз} + \frac{m_з}{j_з} P_{Zз}. \end{aligned}\right\} \qquad (3.12)$$

Отношения $\frac{k}{j}$, $\frac{l}{j}$, $\frac{m}{j}$ физически определяют величину перемещения узла в направлении эквивалентной силы под действием единичной силы, т. е. силы, равной 9,8 $Н$ (1 кгс), приложенной в направлении осей Y, X, Z.

Подставив в уравнение (3.9) выражения (3.12) и преобразовав его относительно составляющих P_Y, P_X, P_Z, получим уравнение, определяющее величину упругого перемещения в зависимости от составляющих силы резания, жесткости узлов, размеров обрабатываемой детали и координаты точки приложения силы резания:

$$A'_д = P_Y\left[\frac{k_п}{j_п}\left(1-\frac{x}{L}\right)^2 + \frac{k_з x^2}{j_з L^2} + \frac{k_с}{j_с} + \frac{k_д}{j_д}\right] +$$

$$+ P_X\left[\frac{k_п}{j_п}\frac{D(L-x)}{2L^2} + \frac{l_п}{j_п}\left(1-\frac{x}{L}\right) + \frac{k_з Dx}{2j_з L^2} + \frac{l_с}{j_с} + \frac{l_д}{j_д}\right] +$$

$$+ P_Z\left[\frac{m_п}{j_п}\left(1-\frac{x}{L}\right)^2 + \frac{m_з x^2}{j_з L^2} + \frac{m_с}{j_с} + \frac{m_д}{j_д}\right]. \qquad (3.13)$$

Если многочлены при составляющих P_Y, P_X, P_Z обозначить соответственно буквами A, B, C, то уравнение можно записать в виде

$$A'_д = AP_Y + BP_X + CP_Z. \qquad (3.14)$$

Из этой формулы видно, что значение упругого перемещения зависит от величины и направления вектора силы резания и от реакции системы СПИД на каждую составляющую силы резания. Коэффициенты A, B, C физически характеризуют степень влияния составляющих силы резания на упругое перемещение замыкающего звена размерной цепи системы СПИД.

Величина упругого перемещения на замыкающем звене размерной цепи системы СПИД представляет алгебраическую сумму упругих перемещений y_i всех составляющих звеньев:

$$A'_{д} = \xi_1 y_1 + \xi_2 y_2 + \cdots + \xi_n y_n = \sum_{i=1}^{i=n} \xi_i y_i, \qquad (3.15)$$

где $\xi_1, \xi_2, \ldots, \xi_n$ — передаточные отношения соответствующих звеньев.

Упругое перемещение на каждом из составляющих звеньях зависит от контактных и собственных деформаций. Исследования показывают, что величина собственных деформаций звеньев значительно меньше контактных, получаемых в результате относительного смещения и поворота сопрягаемых деталей.

Наилучшим способом определения величины размера динамической настройки $A'_{д}$ и его отклонения, порождаемого упругими перемещениями, является непосредственное измерение расстояния между режущими кромками инструмента и базами станка, определяющими положение обрабатываемой детали. Однако прямое измерение упругого перемещения непосредственно на замыкающем звене представляет значительные трудности.

Определение $A'_{д}$ путем измерения упругого перемещения на каждом из звеньев y_i и последующего суммирования с учетом передаточных отношений ξ_i также является сложным. Однако эту задачу можно упростить, если измерять суммарное упругое перемещение основной группы звеньев размерной цепи. Для примера на рис. 3.3 представлена схема измерения $A'_{д}$ на горизонтально-фрезерном станке с помощью двух датчиков, один из которых измеряет относительные упругие перемещения фрезы, а второй — упругие перемещения детали и приспособления [36].

Одним из возможных способов определения $A'_{д}$ является измерение относительного упругого перемещения двух сопряженных деталей, размеры которых входят в качестве звеньев в соответствующую размерную технологическую или кинематическую цепь системы СПИД. В этом случае задача выбора источника получения информации сводится к нахождению такого стыка, упругие деформации которого наиболее полно отражают характер упругих перемещений на замыкающем звене. При этом необходимо учитывать передаточные отношения соответствующих звеньев, которые могут меняться в процессе обработки. Так, например, если при токарной, шлифовальной или других видах обработки деталей в центрах определять $A'_{д}$ путем измерения относительных упругих перемещений заднего или переднего центра, то, согласно выражению (3.9), необходимо учитывать смещение точки приложения силы резания x/L.

Так как прямое измерение величины размера $A_{д}$ в настоящее время представляет значительные трудности, приходится прибегать к более простым, косвенным методам измерения. В общем случае задача сводится к отысканию такой переменной величины,

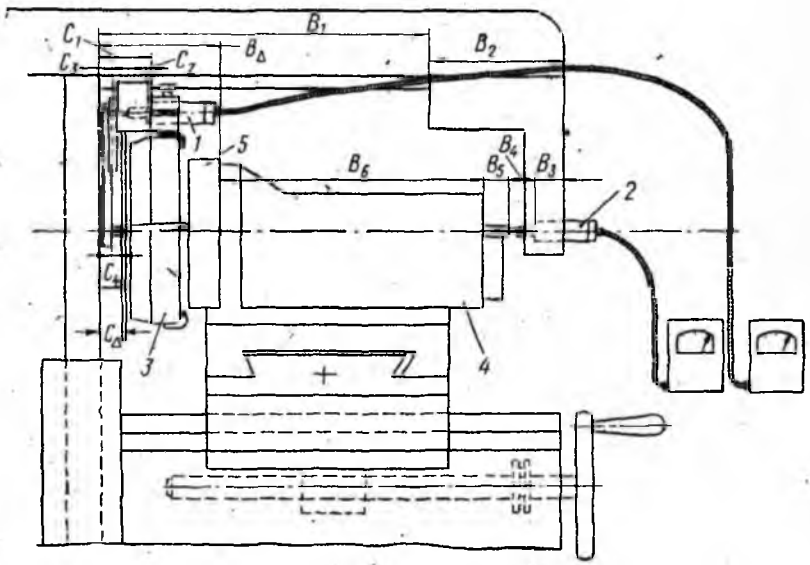


Рис. 3.3. Схема измерения упругого перемещения на горизонтально-фрезерном станке:

1 — датчик, измеряющий упругие перемещения фрезы; *2* — датчик, измеряющий упругие перемещения детали и приспособления; *3* — фреза; *4* — приспособление; *5* — деталь

значения которой были бы пропорциональны изменениям $A_д$. Формула (3.14) дает зависимость величины $A_д$ от составляющих силы резания. В качестве управляющей величины для станков токарной группы может быть выбрана функция $k = f(P_Y, P_X, P_Z)$, выраженная формулой

$$k = aP_Y + bP_X + cP_Z$$

при обязательном условии пропорциональности коэффициентов

$$\frac{a}{A} = \frac{b}{B} = \frac{c}{C}.$$

Из формулы (3.13) видно, что степень влияния составляющих на величину упругого перемещения зависит от размеров обрабатываемой детали, от координаты точки приложения силы резания и от характера деформации отдельных узлов станка в направлении оси Y, возникающей в результате действия сил, направленных по трем координатным осям. Расчеты и эксперименты показывают, что коэффициенты A, B, C можно с достаточной степенью точности принимать постоянными при обработке деталей на данном станке и тем самым линеаризировать зависимость упругого перемещения от составляющих сил резания.

Для определения коэффициентов A, B, C в формуле (3.14) линеаризирующей зависимость $A'_д$ от составляющих P_Y, P_X, P_Z, составляется система из n условных уравнений:

$$\left\{\begin{aligned} A'_{д1} &= AP_{Y1} + BP_{X1} + CP_{Z1};\\ A'_{д2} &= AP_{Y2} + BP_{X2} + CP_{Z2};\\ &\cdots\cdots\cdots\cdots\\ &\cdots\cdots\cdots\cdots\\ &\cdots\cdots\cdots\cdots\\ A'_{дn} &= AP_{Yn} + BP_{Xn} + CP_{Zn}. \end{aligned}\right. \tag{3.16}$$

Затем, принимая нормальный закон распределения ошибки, находят минимум суммы квадратов отклонений

$$\sum_{i=1}^{i=n} [A'_{дi} - (AP_{Yi} + BP_{Xi} + CP_{Zi})]^2 = \min, \tag{3.17}$$

где n — число составленных уравнений.

Взяв частные производные по A, B, C и приравняв их к нулю

$$\left.\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial A}\sum_{i=1}^{i=n} [A'_{дi} - (AP_{Yi} + BP_{Xi} + CP_{Zi})]^2 &= 0;\\ \frac{\partial}{\partial B}\sum_{i=1}^{i=n} [A'_{дi} - (AP_{Yi} + BP_{Xi} + CP_{Zi})]^2 &= 0;\\ \frac{\partial}{\partial C}\sum_{i=1}^{i=n} [A'_{дi} - (AP_{Yi} + BP_{Xi} + CP_{Zi})]^2 &= 0, \end{aligned}\right\} \tag{3.18}$$

получают систему линейных нормальных уравнений:

$$\left\{\begin{aligned} \sum_{i=1}^{i=n} A'_{дi}P_{Yi} &= A\sum_{i=1}^{i=n} P^2_{Yi} + B\sum_{i=1}^{i=n} P_{Yi}P_{Xi} + C\sum_{i=1}^{i=n} P_{Yi}P_{Zi};\\ \sum_{i=1}^{i=n} A'_{дi}P_{Xi} &= A\sum_{i=1}^{i=n} P_{Xi}P_{Yi} + B\sum_{i=1}^{i=n} P^2_{Xi} + C\sum_{i=1}^{i=n} P_{Xi}P_{Zi};\\ \sum_{i=1}^{i=n} A'_{дi}P_{Zi} &= A\sum_{i=1}^{i=n} P_{Zi}P_{Yi} + B\sum_{i=1}^{i=n} P_{Zi}P_{Xi} + C\sum_{i=1}^{i=n} P^2_{Zi}. \end{aligned}\right. \tag{3.19}$$

Решение системы позволяет определить значения коэффициентов A, B, C:

$$A = \frac{\Delta_A}{\Delta};\quad B = \frac{\Delta_B}{\Delta};\quad C = \frac{\Delta_C}{\Delta}, \tag{3.20}$$

где Δ_A, Δ_B, Δ_C и Δ — определители системы согласно правилу Крамера.

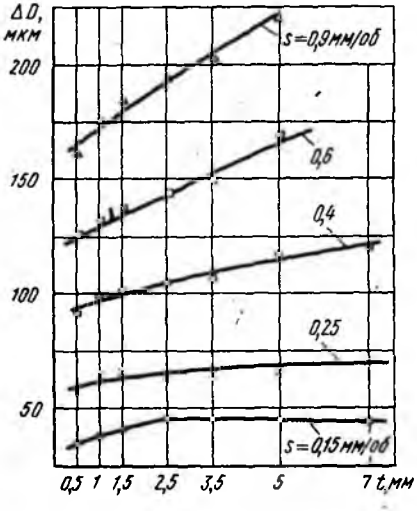
Для составления системы уравнений (3.19) необходимо определить величину упругого перемещения на замыкающем звене размерной цепи системы СПИД и соответствующие значения составляющих силы резания.

Величину упругого перемещения $A_д$ можно определить путем обработки на проход с различными подачами ступенчатых деталей. Так, например, при определении величины $A_д$ для токарно-копировального станка 1722 обтачивали на проход ступенчатые заготовки с перепадом радиусов по ступеням 0,5; 1; 1,5; 5; 7 мм. Выбранный диапазон изменения глубины резания $t = 0{,}5 \div 7$ мм и подачи $s = 0{,}15 \div 0{,}9$ мм/об охватывает практически все реальные условия работы станка. Обточку производили резцом с механическим креплением трехгранной пластинки из твердого сплава Т15К6, геометрия резца $\varphi = 90°$, $\gamma = 12°$, $\alpha = 7° 30'$, $\varphi' = 10°$, радиус при вершине резца 1 мм, скорость резания $v = 80$ м/мин.

Разность диаметральных размеров, получаемых на ступенях, представляет собой удвоенное приращение размера динамической настройки $A_д$ (величины упругого перемещения), вызванное изменением припуска. Абсолютное значение упругого перемещения на каждой ступени определяется как разность диаметров соответствующей ступени и первой шейки. Глубина резания на первой ступени $t \simeq 0{,}1$ мм, поэтому величиной упругого перемещения на этой ступени, ввиду ее малости, можно пренебречь. Такой способ определения упругого перемещения на замыкающем звене системы СПИД позволяет исключить влияние погрешности статической настройки, износа резца и погрешностей гидрокопировальной системы. На основании полученных данных был построен график зависимости $\Delta D = f(t, s)$ (рис. 3.4).

Из графика видно, что величина упругого перемещения скачкообразно возрастает уже на небольших глубинах резания ($t = 0{,}5$ мм). При этом чем больше подача, тем больше величина упругого перемещения $A_д$. С увеличением глубины резания на малых подачах происходят незначительные изменения величины упругого перемещения. При подаче $s = 0{,}15$ мм/об, начиная с $t = 3$ мм, величина упругого перемещения даже уменьшается. На больших подачах с увеличением t упругое перемещение сильно возрастает. Интенсивность возрастания упругого перемещения увеличивается по мере увеличения подачи.

Рис. 3.4. График зависимости $\Delta D = f(t, s)$ для станка 1722



Значения составляющих вектора силы резания могут быть рассчитаны по известным эмпирическим зависимостям [2] или

определены экспериментально с помощью трехкомпонентного динамометра типа УДМ.

На рис. 3.5 представлены графики зависимости составляющих P_Y (рис. 3.5, *а*), P_X (рис. 3.5, *б*), P_Z (рис. 3.5, *в*) от t и s, полученные экспериментальным путем при точении на гидрокопировальном полуавтомате. Условия эксперимента соответствовали условиям, при которых была получена зависимость $\Delta D = f(t, s)$ — те же режимы, инструмент, заготовки. Из этих графиков видно, что с увеличением глубины резания составляющие P_X и P_Z монотонно возрастают. На маленьких подачах соотношение $\frac{P_X}{P_Z}$ при изменении t остается практически постоянным, так при $s = 0{,}15$ мм/об $\frac{P_X}{P_Z} = 0{,}7$. На больших подачах с возрастанием глубины резания соотношение $\frac{P_X}{P_Z}$ увеличивается: так, при $s = 0{,}6$ мм/об и возрастании глубины резания от $t = 0{,}75$ мм до $t = 3{,}5$ мм отношение $\frac{P_X}{P_Z}$ изменяется от 0,35 до 0,53.

Обращает на себя внимание изменение радиальной составляющей силы резания P_Y. Радиальная составляющая резко возрастает при увеличении глубины резания от 0 до $t = 1$ мм и превышает по абсолютной величине составляющие P_X и P_Z. Так, например, при $t = 0{,}25$ мм и $s = 0{,}6$ мм/об соотношения $\frac{P_Y}{P_Z} = 1{,}13$; $\frac{P_X}{P_Y} = 0{,}22$, а при $t = 0{,}75$ мм $\frac{P_Y}{P_Z} = 0{,}75$; $\frac{P_X}{P_Y} = 0{,}5$.

При дальнейшем увеличении глубины резания t рост составляющей P_Y значительно уменьшается. При $t = 4{,}75$ мм и $s = 0{,}4$ мм/об соотношение $\frac{P_Y}{P_Z} = 0{,}28$ и $\frac{P_X}{P_Y} = 1{,}97$. Резкое возрастание радиальной составляющей P_Y на малых глубинах, не превышающих радиус закругления на вершине резца, происходит вследствие относительного преобладания силы $N_{всп}$, действующей по нормали к вспомогательной режущей кромке. При глубине резания выше радиуса закругления длина активной части главной режущей кромки остается неизменной. Вследствие этого увеличивается $N_{гл}$, действующая нормально к основной режущей кромке, благодаря которой увеличивается P_X (рис. 3.6). Подставив полученные значения упругого перемещения и соответствующие значения составляющих силы резания в уравнения (3.19) и решив систему, получим численные значения коэффициентов A, B, C. Отношение коэффициентов

$$A : B : C = 1 : (-0{,}564) : 0{,}269 \qquad (3.21)$$

показывает, что для станка 1722 наибольшее влияние на величину упругого перемещения оказывает составляющая P_Y. Действие составляющих P_Y и P_Z приводит к увеличению упругого

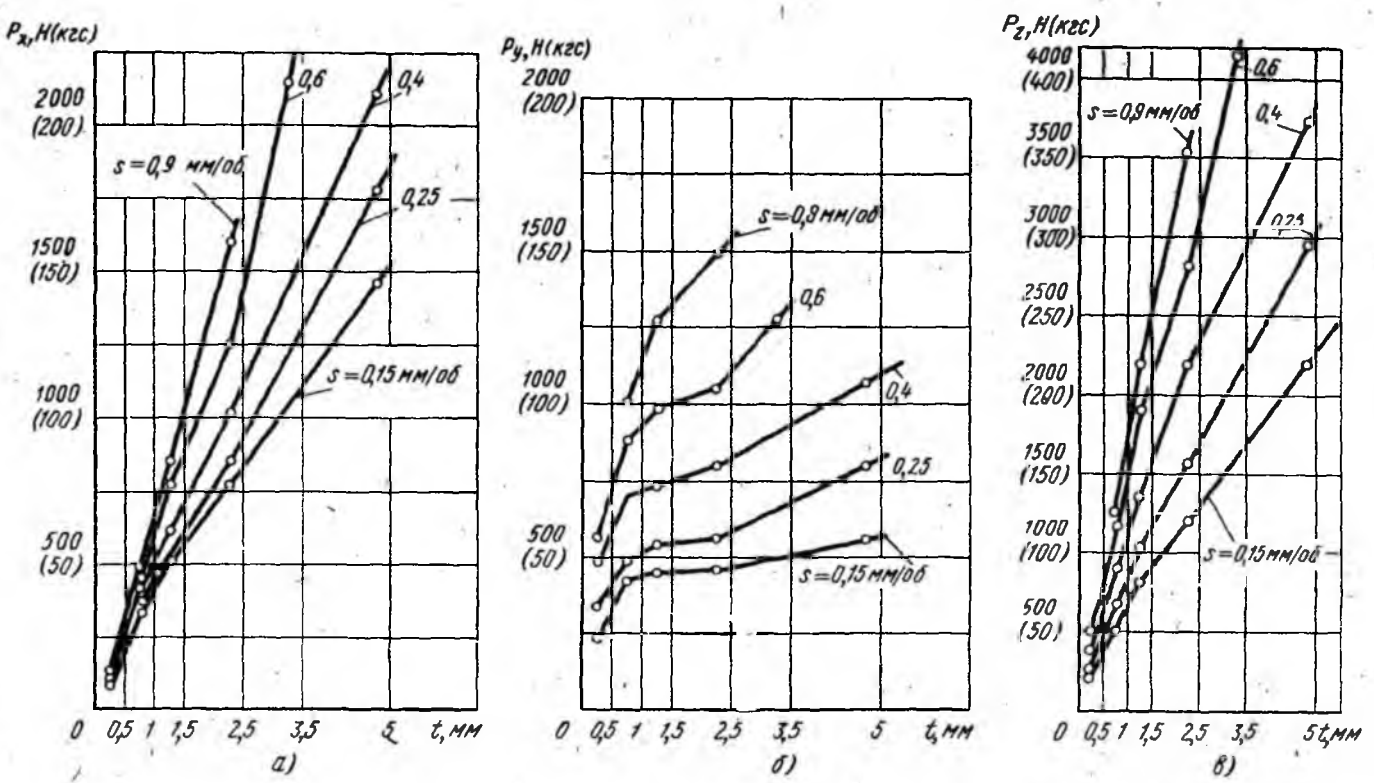


Рис. 3.5. Зависимости составляющих силы резания P_Y, P_X, P_Z от глубины резания t и подачи s

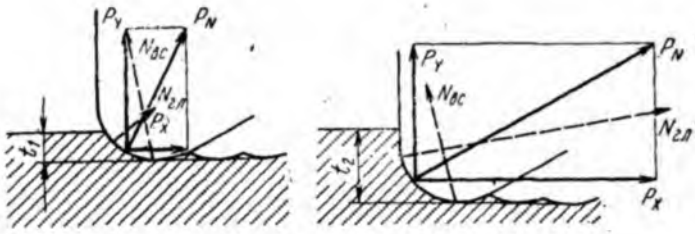


Рис. 3.6. Схема изменения составляющих P_Y и P_X при изменении глубины t

перемещения, а действия составляющей P_X — к уменьшению упругого перемещения, которое происходит не только из-за разворота детали в плоскости XOY, но и из-за разворота суппорта.

Если рассматривать совместно графики зависимости упругого перемещения и составляющих силы резания от параметров среза t и S, становится понятной закономерность характера изменения $A_д'$. Прежде всего обращает на себя внимание идентичность характера изменения упругого перемещения $A_д'$ и составляющей P_Y. Это наглядно подтверждает правильность предыдущих расчетов, свидетельствующих о наибольшем влиянии составляющей P_Y на величину упругого перемещения замыкающего звена. При малых глубинах резания вследствие преобладания составляющей P_Y происходит резкое возрастание $A_д'$. При дальнейшем увеличении глубины t происходит возрастание составляющей P_X, действие которой направлено на уменьшение $A_д'$, вследствие чего интенсивность возрастания $A_д'$ уменьшается. При малых подачах ($s = 0{,}15$ мм/об), когда составляющая P_X значительно превышает по абсолютной величине составляющую P_Y с увеличением глубины резания t, наблюдается даже уменьшение $A_д'$. Так как степень влияния составляющей P_Z на $A_д'$ относительно невелика, то ее действие на величину упругого перемещения становится заметным только на больших сечениях среза, т. е. при больших абсолютных значениях составляющей.

Определение величины упругого перемещения в процессе обработки путем измерения всех трех составляющих вектора силы резания с учетом степени влияния их на точность производится с помощью специальных динамометрических узлов. Проектирование и расчет динамометрических узлов производится на основании величины и соотношения коэффициентов A, B, C, которые могут быть определены для различных станков, согласно приведенной выше методике. В зависимости от конструкции станка и варианта решения поставленной задачи динамометрические узлы могут быть встроены в различные звенья системы СПИД, причем эти звенья своими размерами могут даже и не участвовать в образовании основной технологической размерной цепи. Однако при этом необходимо учитывать, что по мере удаления динамометри-

ческого узла от зоны резания увеличивается погрешность измерения и время запаздывания получения информации.

В ряде случаев создание динамометрического узла, определяющего величину $A'_д$ с учетом степени влияния всех трех составляющих вектора силы резания, представляет значительные трудности. Поэтому для упрощения создают динамометрические узлы, определяющие величину $A'_д$ по двум или одной из составляющих силы резания.

Естественно, что при этом имеет место определенная погрешность получения информации о величине и отклонении размера динамической настройки на замыкающем звене. В результате этого не используются полностью объективно существующие возможности достижения более высокой точности и производительности механической обработки, вследствие чего эффективность адаптивного управления технологическим процессом несколько уменьшается.

Погрешность размера динамической настройки $\omega_д$, получаемая в результате колебания упругого перемещения $\Delta A'_д$ при регулировании по двум P_Y и P_X; P_Y и P_Z; P_X и P_Z или одной из составляющих P_Y, P_X или P_Z силы резания, можно определить аналитически или экспериментально. Так, например, если в адаптивной системе, обеспечивающей постоянство $A'_д$ путем регулирования продольной подачи s, осуществлять управление по одной из составляющей и стабилизировать ее ($P_Y = \text{const}$; $P_X = \text{const}$ или $P_Z = \text{const}$), то остальные две составляющие будут меняться. Из уравнений (1.35) вытекают следующие зависимости, определяющие закон изменения подачи s для поддержания постоянного значения соответствующей составляющей:

$$\left.\begin{array}{c} \text{при } P_Y = \text{const} \\ s^{0,6} = \dfrac{P_Y}{213 \cdot t^{0,9} v^{-0,3}}; \\ \text{при } P_X = \text{const} \\ s^{0,5} = \dfrac{P_X}{475 \cdot t^{0,5} v^{-0,4}}; \\ \text{при } P_Z = \text{const} \\ s^{0,75} = \dfrac{P_Z}{294 \cdot t \cdot v^{-0,15}}. \end{array}\right| \qquad (3.22)$$

Подставив в уравнения (1.35) вместо подачи соответствующие выражения из (3.22) и заменив коэффициенты их численными значениями, получим уравнения, определяющие изменения P_Y, P_X, P_Z при регулировании s по одной составляющей.

При регулировании s по P_Y ($P_Y = \text{const}$):

$$P_{Xy} = 5{,}58 t^{+0,25} v^{-0,15} P_Y^{0,83};$$

$$P_{Zy} = 0{,}30 t^{-0,12} v^{0,23} P_Y^{1,25}.$$

При регулировании s по P_X (P_X = const):

$$P_{Yx} = 0{,}13t^{-0{,}3}v^{0{,}18}P_X^{1{,}2};$$

$$P_{Zx} = 0{,}03t^{-0{,}5}v^{0{,}45}P_X^{1{,}5}.$$

При регулировании s по P_Z (P_Z = const):

$$P_{Yz} = 2{,}28t^{0{,}1}v^{-0{,}18}P_Z^{0{,}8};$$

$$P_{Xz} = 10{,}6t^{0{,}33}v^{-0{,}3}P_Z^{0{,}67}.$$

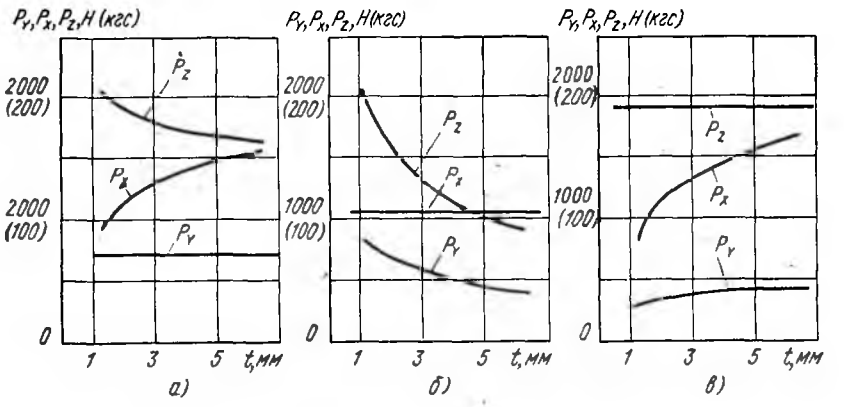
На рис. 3.7 представлены теоретические графики изменения составляющих P_Y, P_X P_Z, возникающих при обработке на гидрокопировальном токарном станке при управлении путем регулирования продольной подачи отдельно по каждой из составляющих.

Из графиков видно, что при управлении по P_Y (рис. 3.7, *а*) составляющая P_Z с увеличением глубины резания уменьшается, а составляющая P_X растет. При управлении по P_X (рис. 3.7, *б*) составляющие P_Y и P_Z с увеличением t уменьшаются, интенсивность изменения P_Z значительно больше, чем P_Y. Например, если при изменении t от 2 до 5 мм P_Z изменяется от 1900 до 1030 H, т. е. на 85%, то составляющая P_Y изменяется от 700 до 500 H, т. е. на 40%. В случае управления по P_Z (рис. 3.7, *в*) составляющие P_Y и P_X с увеличением глубины резания возрастают, при этом интенсивность возрастания P_X больше, чем P_Y.

Анализ этих графиков показывает, что при управлении путем регулирования s отдельно по каждой из составляющих колебание вектора силы резания с изменением глубины t значительно уменьшается по сравнению с обычной обработкой.

Рис. 3.7. Графики изменения P_Y, P_X, P_Z при стабилизации одной из составляющих силы резания путем регулирования подачи s:

а — P_Y = 710 H (71 кгс) = const; *б* — P_X = 1050 H (105 кгс) = const; *в* — P_Z = = 1910 H (191 кгс) = const



Так, например, если при обычной обработке с колебанием от 1 до 5 мм соотношение $\frac{P_Y}{P_Z}$ изменяется от 0,75 до 0,26, то при управлении по P_Z соотношение $\frac{P_Y}{P_Z}$ изменяется от 0,37 до 0,42.

Погрешность динамической настройки $\omega_д$, обусловленную изменением величины упругого перемещения $\Delta A'_д$ при регулировании по одной из составляющих, можно определить как разность

$$\omega_д = \Delta A'_д = A'_{д2} - A'_{д1}, \qquad (3.23)$$

где $A'_{д1}$ и $A'_{д2}$ — значения упругого перемещения соответственно для наименьшего t_1 и наибольшего t_2 значения глубины резания.

Подставив в уравнение (3.23) значение $A'_д$ и преобразовав его при условии стабилизации по одной из составляющих, получим:

при $P_Y = \text{const}$

$$\Delta A'_{дP_Y} = B\,\Delta P_{Xy} + C\,\Delta P_{Zy}; \qquad (3.24)$$

при $P_X = \text{const}$

$$\Delta A'_{дP_X} = A\,\Delta P_{Yx} + C\,\Delta P_{Zx}; \qquad (3.25)$$

при $P_Z = \text{const}$

$$\Delta A'_{дP_Z} = A\,\Delta P_{Yz} + B\,\Delta P_{Xz}, \qquad (3.26)$$

где ΔP_{Xy}, ΔP_{Zy} — приращения P_X и P_Z при управлении по P_Y;
ΔP_{Yx}, ΔP_{Zx} — приращения P_Y и P_Z при управлении по P_X;
ΔP_{Yz}, ΔP_{Xz} — приращения P_Y и P_X при управлении по P_Z.

В ряде случаев, для упрощения, информацию о величине и колебании размера динамической настройки на замыкающем звене получают косвенно путем измерения в процессе обработки таких параметров, как мощность N, потребляемую двигателем главного движения, ток I в одной из фаз двигателя, колебания давления масла в полостях силовых цилиндров и др. Основным преимуществом подобных способов получения информации об $A'_д$ является простота и надежность измерения.

Для измерения мощности двигателя используют электрические датчики мощности, для измерения тока в фазе применяют трансформаторы тока, а для измерения давления масла — датчики давления. Использование этих датчиков не влияет на работу станка и не требует конструктивных изменений его узлов.

Информация о размере $A'_д$, получаемая путем измерения мощности, тока и колебания давления масла, является достаточно достоверной, так как эти параметры функционально связаны с одной из составляющих вектора силы резания, а следовательно, и с величиной упругого перемещения на замыкающем звене. Степень достоверности и полноты получаемой информации для решения поставленной задачи повышения точности и производи-

тельности обработки необходимо определять в каждом конкретном случае.

Рассмотрим подробнее существующие связи между рассматриваемыми параметрами, размером $A_д$ и производительностью обработки.

Эффективная мощность резания

$$N_{эф} = \frac{P_Z v}{60 \cdot 102}. \tag{3.27}$$

Из формулы (3.27) видно, что при постоянной скорости резания v мощность пропорциональна главной составляющей вектора силы резания P_Z:

$$N_{эф} = kP_Z.$$

Деталь в процессе обработки получает вращение от электродвигателя через механическую передачу. Зависимость, определяющая связь между мощностью резания и электрическими параметрами, характеризующими мощность электродвигателя, имеет следующий вид:

$$\sqrt{3}\, UI \cos\varphi\eta 10^{-3} = N_{эф}, \tag{3.28}$$

где U — линейное напряжение;

I — линейный ток (ток статора);

φ — угол сдвига по фазе между током и напряжением;

η — к. п. д. передачи.

Коэффициент полезного действия передачи определяется

$$\eta = \eta_{эл}\eta_{р},$$

где $\eta_{эл}$ — к. п. д. электродвигателя;

$\eta_р$ — к. п. д. редуктора.

Подставив в уравнение (3.27) вместо $N_{эф}$ выражение (3.28), получим

$$\sqrt{3}\, UI \cos\varphi\eta \cdot 10^{-3} = \frac{P_Z v}{60 \cdot 102}. \tag{3.29}$$

Из этого выражения следует, что

$$P_Z = \frac{60 \cdot 102 \cdot \sqrt{3}}{10^3 \cdot v} UI \cos\varphi\eta. \tag{3.30}$$

В тех случаях, когда изменение параметров U, $\cos\varphi$, η в пределах 10—15% не оказывает существенного влияния на решение поставленной задачи управления, можно считать, что между P_Z и током имеется пропорциональная зависимость

$$P_Z = kI,$$

а следовательно, путем измерения тока можно судить о изменении составляющей P_Z.

Выбор тока статора в качестве параметра, характеризующего изменение составляющей P_Z, может быть сделан только лишь

с определенным приближением, так как параметры U, $\cos\varphi$, η в процессе резания могут изменяться, вызывая погрешность измерения. Например, изменение напряжения в питающей сети в сторону уменьшения на 10% от номинала приводит при том же крутящем моменте к изменению скорости двигателя на 0,6%, к изменению тока статора на 13% и к. п. д. передачи на 0,6%.

Измерение мощности, потребляемой двигателем, в отличии от тока позволяет получить более точную информацию о главной составляющей вектора силы резания P_Z, так как при этом одновременно учитываются значения нескольких параметров. С этой целью могут быть использованы полупроводниковые датчики, принцип работы которых основан на эффекте Холла.

Анализ зависимостей (3.27) и (3.30) показывает, что с изменением скорости резания мощность, потребляемая двигателем, линейный ток и главная составляющая P_Z меняются не одинаково. Поэтому при получении информации об изменении P_Z путем измерения мощности или тока необходимо предусматривать соответствующую коррекцию. Так, например, при обточке ступенчатой детали на токарном станке необходимо учитывать изменение диаметральных размеров на различных шейках. На шлифовальных станках коррекция должна производиться с учетом изменения диаметра шлифовального круга, на фрезерных — с учетом изменения диаметра фрезы.

Выбор источника получения информации в ряде случаев предопределяет структуру построения адаптивной системы управления. Например, если на гидрокопировальном станке в качестве источника информации об отклонении размера динамической настройки использовать колебание давления масла в полости продольного гидроцилиндра, то представляется возможным создать наиболее простую гидравлическую систему управления [36]. Если колебания тока или мощности двигателя характеризуют изменение главной составляющей P_Z, то давления характеризуют изменение продольной составляющей P_X вектора силы резания. Условие статического равновесия поршня гидроцилиндра продольной подачи описывается уравнением

$$P_{\text{под}} = F_1(p_{\text{н}} - kp_{\text{с}}), \tag{3.31}$$

где $P_{\text{под}}$ — усилие подачи на штоке гидроцилиндра;

$p_{\text{н}}$ — давление масла в напорной (штоковой) полости цилиндра;

$p_{\text{с}}$ — давление масла в сливной полости;

$k = \frac{F_2}{F_1}$ — коэффициент, учитывающий соотношения площадей поршня в штоковой F_1 и во внештоковой F_2 полостях.

Усилие подачи на штоке в общем случае

$$P_{\text{под}} = P_X + P_{\text{тр}}, \tag{3.32}$$

где P_X — осевая составляющая силы резания;

$P_{тр}$ — суммарная сила трения суппорта о направляющие и в уплотнениях гидроцилиндра.

При увеличении усилия подачи $P_{под}$ на штоке цилиндра давление p_c в сливной полости уменьшается, а при уменьшении $P_{под}$ давление p_c возрастает. Подставив в уравнение (3.31) вместо $P_{под}$ выражение (3.32) и преобразовав его относительно p_c, получим

$$p_c = \frac{1}{F_1 k}(F_1 p_н - P_X - P_{тр}). \qquad (3.33)$$

Полученное уравнение показывает, что колебание давления масла в сливной полости цилиндра происходит в результате изменения не только осевой силы, но и силы трения. Последняя не является постоянной. Она зависит от состояния стыков, от геометрической точности станка, от точности положения штока относительно направляющих и от соотношения составляющих силы резания, определяющих давление суппорта на станину. Таким образом, информация о колебании давления масла в сливной полости цилиндра характеризует изменение составляющей P_X с определенной погрешностью.

Если отклонения точности и производительности обработки, порождаемые этой погрешностью, не выходят за допустимые пределы, то колебание давления Δp_c может быть выбрано в качестве регулируемого параметра в системе управления.

Эффект по точности и производительности обработки, получаемый при использовании адаптивных систем управления, во многом зависит от быстроты поступления информации, характеризующей протекание технологического процесса, и от быстродействия работы системы. Образование погрешности обработки, обусловленной отклонениями размера динамической настройки, происходит обычно в малые промежутки времени, измеряемые десятыми и сотыми долями секунды. Поэтому скорость поступления информации и связанное с этим быстродействие системы являются одним из существенных показателей, которые учитывают при обосновании выбора источников получения информации.

Исследования, проведенные на станках, показывают, что при использовании динамометрических узлов, расположенных в непосредственной близости от зоны резания, запаздывание получения информации значительно меньше, чем от датчиков тока или мощности главного двигателя. При этом чем больше кинематическая цепь главного привода, тем больше время запаздывания информации, получаемой от двигателя.

Для определения времени запаздывания в системах с различными источниками получения информации на гидрокопировальном полуавтомате была проведена серия экспериментов по осциллографированию переходных процессов. В процессе эксперимента обрабатывались детали с различными режимами t, s, v, соответствующими практически полному технологическому диапазону

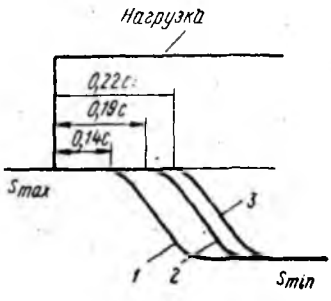


Рис. 3.8. Схема запаздывания регулирования подачи:
1 — механогидравлическая САУ;
2 — электрогидравлическая САУ;
3 — гидравлическая САУ

станка. Обработка деталей производилась с использованием трех различных адаптивных систем, обеспечивающих управление размером $A_д$ путем регулирования подачи: 1) механогидравлической, получающей информацию об отклонении $A_д$ с помощью динамометрического резцедержателя; 2) электрогидравлической, получающей информацию от трансформатора тока; 3) гидравлической, осуществляющей регулирование в зависимости от колебания давления масла в гидроцилиндре.

На рис. 3.8 приведена схема, показывающая время запаздывания регулирования подачи в рассматриваемых системах. Полученные данные показывают, что наибольшее запаздывание $\tau = 0{,}22$ с имеет место при работе с гидравлической системой. При использовании электрогидравлической САУ время запаздывания составляет в среднем $\tau = 0{,}19$ с. Наибольшее быстродействие имеет место при использовании механогидравлической системы с динамометрическим узлом, когда $\tau = 0{,}14$ с.

Исследования вопросов точности обработки, проведенные на гидрокопировальном токарном полуавтомате с использованием различных систем управления, показали следующее. Наибольшая точность диаметральных размеров деталей обеспечивается при обработке с механогидравлической САУ, получающей информацию от динамометрического узла. Применение этой системы обеспечивает возможность повышения точности за счет уменьшения мгновенного поля рассеяния до $\omega_т = 0{,}035$ мм по сравнению с $\omega_т = 0{,}12$ мм, получаемого при обычной обработке.

Использование электрогидравлической САУ, обеспечивающей управление по току, позволяет повысить точность за счет уменьшения $\omega_т$ по сравнению с обычной обработкой до $\omega_т = 0{,}045$ мм. При обработке партии аналогичных заготовок с использованием гидравлической САУ мгновенное поле рассеяния диаметральных размеров деталей уменьшается до $\omega_т = 0{,}063$ мм.

На рис. 3.9 представлена осциллограмма, наглядно показывающая характер изменения упругого перемещения $A_д$, продольной подачи s, тока I главного двигателя и давления масла в гидроцилиндре при обточке на проход ступенчатой детали с использованием электрогидравлической системы управления.

Отклонение величины упругого перемещения $A_д$ фиксировалось с помощью индуктивного датчика динамометрического резцедержателя, изменение продольной подачи s записывалось с помощью тахогенератора, колебание тока в фазе двигателя измерялось трансформатором тока, а изменение давления масла в сливной полости гидроцилиндра измерялось тензометрическими дат-

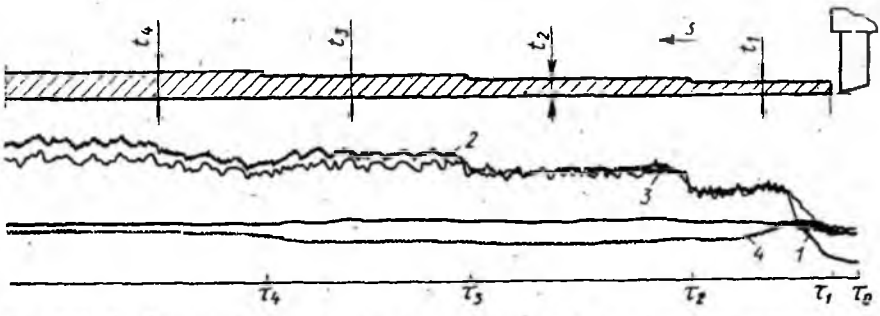


Рис. 3.9. Осциллограмма процесса управления при обработке ступенчатой детали с электрогидравлической САУ:

1 — упругое перемещение $(A'_д)$; 2 — ток в фазе двигателя (I); 3 — продольная подача s; 4 — давление масла в сливной полости p_c

чиками давления. В интервале времени τ_0—τ_1 происходит подвод инструмента к детали с наибольшей продольной подачей s_{max}. В момент τ_1 происходит врезание и образование размера динамической настройки $A'_д$. На осциллограмме видно, что информация с динамометрического узла о возникновении $A'_д$ поступает раньше, чем с трансформатора тока. С увеличением тока I в фазе система осуществляет регулирование продольной подачи s в сторону ее уменьшения до значения, при котором обеспечивается равенство $A'_д = A'_{д.пр}$. В моменты времени τ_2, τ_3, τ_4 глубина резания ступенчато меняется $t_1 = 2$; $t_2 = 4$; $t_3 = 6$; $t_4 = 8$ мм, вследствие чего изменяется ток I и величина продольной подачи суппорта.

Давление масла p_c в сливной полости гидроцилиндра вначале уменьшается, оставаясь практически постоянным, а затем несколько растет. Величина продольной подачи s в процессе резания непрерывно меняется от s до 0,87 до s 0,23 мм/об в соответствии с колебаниями тока I, обеспечивая поддержание заданного значения величины упругого перемещения $A'_д$.

Информацию о величине нагрузки, действующей в системе СПИД в процессе резания, можно получать также путем измерения крутящего момента на шпинделе привода главного движения.

Крутящий момент в общем случае определяется формулой

$$M_{кр} = 975\,000 \frac{N_{шп}}{n}, \qquad (3.34)$$

где $N_{шп}$ — мощность на шпинделе, равная мощности, затрачиваемой на резание;

n — частота вращения шпинделя.

Из выражения (3.34) видно, что при заданной частоте вращения шпинделя наибольшему предельному значению мощности привода главного движения соответствует определенное предельное значение крутящего момента. Таким образом, крутящий мо-

мент характеризует мощность резания, значение $M_{кр}$ определяет произведение главной составляющей вектора силы резания P_Z на величину r радиуса вектора ее приложения: $M_{кр} = P_Z r$.

Информация о величине крутящего момента имеет важное значение при адаптивном управлении технологическим процессом сверления отверстий и особенно при глубоком сверлении отверстий малого диаметра. Измерение крутящего момента в процессе сверления и соответствующее регулирование продольной подачи для поддержания $M_{кр} = \text{const}$ позволяет уменьшить вероятность поломки сверла вследствие перегрузок.

Следовательно, вопрос о выборе соответствующих источников информации для управления точностью и производительностью механической обработки должен решаться исходя из конкретно поставленной задачи управления. Наиболее точным является непосредственно прямое измерение показателей точности обрабатываемой детали в процессе резания. Однако осуществить прямое измерение на ряде станков представляет значительные трудности. Поэтому в тех случаях, когда ставится задача значительного повышения точности и производительности путем сокращения погрешности, порождаемой случайными факторами, возникает необходимость разработки и встройки в систему СПИД специального динамометрического узла. При этом расчет динамометрического узла необходимо делать с учетом влияния на точность всех составляющих вектора силы резания.

В тех случаях, когда возникает необходимость наиболее простой модернизации станка путем быстрого оснащения его адаптивной системой и получения определенного эффекта, в качестве источников информации могут быть выбраны мощность двигателя, линейный ток в одной из фаз или колебание давления масла в полостях гидроцилиндров. Так как указанные параметры характеризуют с определенной достоверностью изменение лишь одной из составляющих силы резания и время запаздывания получения информации сравнительно велико, возможность полного использования адаптивного управления несколько снижается.

При создании многоконтурных адаптивных систем в качестве источников информации для управления процессом с целью его оптимизации могут быть использованы одновременно несколько различных параметров: упругое перемещение, мощность и др.

3. 2. ДВА НОВЫХ ПУТИ ПОВЫШЕНИЯ ТОЧНОСТИ И ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ

УПРАВЛЕНИЕ УПРУГИМИ ПЕРЕМЕЩЕНИЯМИ ПУТЕМ ВНЕСЕНИЯ ПОПРАВКИ В РАЗМЕР СТАТИЧЕСКОЙ НАСТРОЙКИ

Из анализа уравнения

$$A_\Delta = A_у + A_с + A_д, \tag{3.35}$$

определяющего размер детали, получаемый в результате механической обработки, вытекают основные способы управления

точностью в процессе резания.

Сущность первого способа заключается в управлении размером статической настройки A_c, т. е. в регулировании расстояния между режущей кромкой инструмента и базой станка, определяющей положение обрабатываемой детали, для сокращения погрешностей обработки, получаемых в результате отклонений размера динамической настройки. В зависимости от характера компенсируемых отклонений следует различать: управление размером статической настройки по отклонению; программное изменение размера статической настройки и программное управление размером статической настройки.

Рассмотрим процесс управления статической настройкой в зависимости от отклонения размера динамической настройки $\Delta A_д$, обусловленного совокупным действием случайных факторов (рис. 3.10, *а*). Перед обработкой размеры статической настройки на каждом участке детали для упрощения могут задаваться равными рабочим настроечным размерам

$$A_{c1} = A_{p1};\ A_{c2} = A_{p2};\ \ldots;\ A_{cn} = A_{pn},$$

т. е. размерам, которые необходимо получить на детали.

Начиная с момента врезания, проводится измерение размера динамической настройки $A_д$ и последующее изменение размера A_c на величину, равную размеру динамической настройки и направленную в противоположную сторону:

$$\Delta A_c = A_д.$$

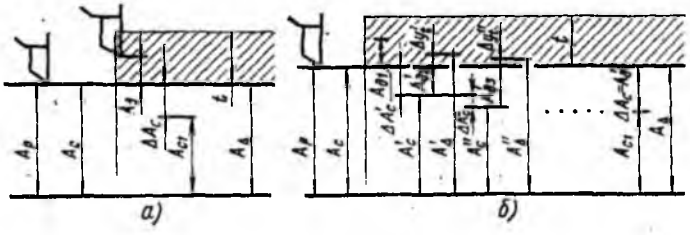
Новый размер статической настройки A_{c1} при этом получается равным

$$A_{c1} = A_c - \Delta A_c.$$

На детали в результате регулирования получается размер $A_Δ$, численно равный заданному по программе рабочему настроечному размеру

$$A_Δ = A_y + A_{c1} + A_д = A_y + (A_c - \Delta A_c) + A_д = A_p. \quad (3.36)$$

Рис. 3.10. Схема управления точностью размера детали путем регулирования размером статической настройки



Однако изменение в процессе резания заданного размера статической настройки A_c на величину ΔA_c влечет за собой изменение глубины резания

$$\Delta t = \Delta A_c.$$

В результате этого происходит изменение как по величине, так и по направлению вектора силы резания $\bar{P}$, вследствие чего возникают дополнительные относительные упругие перемещения резца и обрабатываемой детали $\Delta y_t'$ (рис. 3.10, *б*). Новая величина размера динамической настройки

$$A_{д2}' = A_{д1}' + \Delta y_t',$$

а размер A_Δ', получаемый на детали, отличается от размера, который необходимо получить, на величину $\Delta y_t' \ll A_{д1}'$:

$$A_\Delta' = A_д' + A_c' + A_{д1}' + \Delta y_t'.$$

Если в размер статической настройки внести дополнительную поправку $\Delta A_c'' = \Delta y_t'$, то на детали получим новый размер A_Δ'', отличающийся от рабочего настроечного размера на величину $\Delta y_t'' \ll \Delta y_t' \ll A_{д1}'$. Теоретически процесс внесения поправок в размер статической настройки может продолжаться бесконечно, при этом величина добавочного приращения размера динамической настройки Δy_t все время уменьшается, стремясь к нулю:

$$\Delta y_t'; \ \Delta y_t'', \ \ldots, \ \Delta y_t^n, \ \ldots \to 0. \qquad (3.37)$$

а размеры, получаемые на детали,

$$A_\Delta'; \ A_\Delta''; \ \ldots \to A_\Delta = A_р,$$

будут все ближе приближаться к рабочему настроечному размеру.

Предел суммы поправок, вносимых в размер статической настройки для достижения заданной точности размера детали, численно равен приращению размера статической настройки ΔA_c, при котором обеспечивается равенство

$$\lim_{n\to\infty} \sum (\Delta A_c' + \Delta A_c'' + \ldots + \Delta A_c^n) = \Delta A_c = A_д'.$$

Таким образом, изменение размера статической настройки при регулировании равно

$$\Delta A_c = A_{д1}' + \Delta y_t, \qquad (3.38)$$

где $A_{д1}'$ — размер динамической настройки до регулирования;
Δy_t — суммарное приращение размера динамической настройки, вызванное изменением глубины резания в процессе регулирования.

Исследования показывают, что Δy_t по сравнению с $A_{д1}'$ является величиной второго порядка малости.

В процессе резания в зависимости от изменения размера динамической настройки $A_{д1}', A_{д2}', \ldots, A_{дn}'$, вызванного колебанием припуска твердости или затупления инструмента, происходит

изменение размера статической настройки A_{c1}, A_{c2}, . . ., A_{cn} таким образом, что сумма

$$A_\Delta = A_{c1} + A_{д1} = A_{c2} + A_{д2} = \cdots = A_{cn} + A_{дn} = \\ = \text{const} = A_р,$$

представляющая собой размер, получаемый на детали, остается практически неизменной. Если общее приращение размера динамической настройки $\Delta A_д$ направлено в сторону увеличения $A_д$, то поправка ΔA_c, вносимая в статическую настройку, должна превышать $\Delta A_д$ на величину дополнительного приращения Δy_t. Когда приращение $\Delta A_д$ направлено в сторону уменьшения размера $A_д$, поправка в статическую настройку должна быть меньше $\Delta A_д$ на величину дополнительного приращения Δy_t.

В приведенном анализе для упрощения процесс внесения поправки рассматривается дискретно. В действительности же система автоматического управления осуществляет непрерывное регулирование размера статической настройки, начиная с момента врезания инструмента в деталь, практически одновременно с изменением упругого перемещения на замыкающем звене размерной цепи системы СПИД.

В общем случае уравнение, характеризующее процесс управления точностью путем регулирования статической настройкой, имеет вид

$$A_\Delta = A_у + (A_c \pm \Delta A_c) + (A_д \pm \Delta A_д). \qquad (3.39)$$

При переходе на обработку второй или любой последующей ступени детали суппорт выводится на заданный по программе рабочий настроечный размер, а компенсация упругого перемещения регулированием A_c позволяет поддерживать заданную точность положения резца относительно оси вращения обрабатываемой детали. Для внесения в статическую настройку поправок ΔA_c, равных по величине и противоположных по знаку отклонениям размера динамической настройки $\Delta A_д$, необходимо перемещать суппорт с режущим инструментом или деталь с приспособлением на малые расстояния. Для этого в систему СПИД необходимо встраивать реверсивные исполнительные механизмы малых перемещений.

На рис. 3.11 в качестве примера изображена структурная схема и основные узлы системы автоматического управления размером статической настройки, созданной для токарного гидрокопировального полуавтомата. С помощью динамометрического узла, состоящего из упругого резцедержателя *1* и индуктивного датчика *2*, упирающегося в регулировочный винт *3*, производится непрерывное измерение величины относительного упругого перемещения резца и обрабатываемой детали. Электрический сигнал u_1 от индуктивного датчика подается на схему сравнения (*СС*). На схему сравнения поступает также сигнал u_2 от датчика

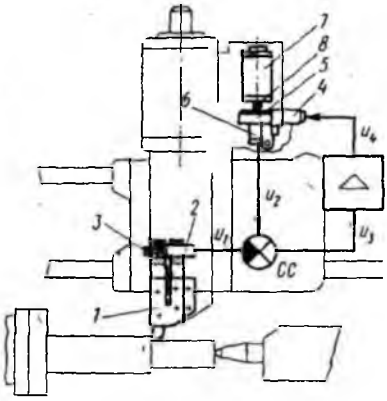


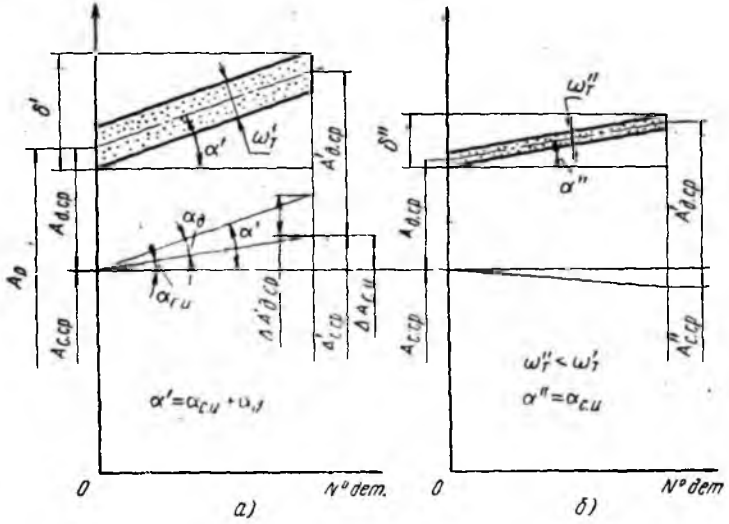
Рис. 3.11. Структурная схема системы автоматического управления размером статической настройки

обратной связи *6*, измеряющего приращение размера статической настройки, т. е. поднастроечное перемещение суппорта, а так же сигнал из задающего устройства. В результате автоматического сравнения сигналов u_1 и u_2 на усилитель поступает сигнал рассогласования u_3. Сигнал рассогласования усиливается и подается на исполнительный механизм, состоящий из электродвигателя *4* и механизма малых перемещений *5*. Исполнительный механизм смещает щуп *8* следящего золотника *7*, осуществляя тем самым изменение размера статической настройки путем перемещения суппорта в соответствии с величиной сигнала.

На рис. 3.12 изображена теоретическая диаграмма точности для обычной обработки (*а*) и для обработки с управлением размером статической настройки (*б*). Погрешность размеров в партии деталей $\omega_Д$ в общем случае представляет собой сумму погрешностей, порождаемых действием постоянных факторов $\omega_а$, дейст-

Рис. 3.12. Теоретическая диаграмма точности размера в партии деталей:

а — для обычной обработки; *б* — для обработки с управлением размером статической настройки



вием систематических факторов, изменяющихся по определенному закону $\omega_п$, и действием случайных факторов $\omega_т$:

$$\omega_Δ = \omega_a + \omega_п + \omega_т. \tag{3.40}$$

Смещение мгновенного поля рассеяния $\omega_т$, характеризуемое углом α', получается не только в результате систематического изменения точности статической настройки, оно происходит также вследствие систематического изменения точности размера динамической настройки.

Постепенное затупление режущего инструмента и возрастание температуры вызывает систематическое увеличение сил резания, а следовательно, и среднего размера динамической настройки от $A'_{д.\,ср}$ до $A'_{д.\,ср}$. Получаемая вследствие этого погрешность динамической настройки

$$\Delta A_{д.\,ср} = A'_{д.\,ср} - A'_{д.\,ср} \tag{3.41}$$

обуславливает смещение мгновенного поля рассеяния $\omega_т$, характеризуемое углом $\alpha_д$. Затупление режущего инструмента вызывает также увеличение $\omega_т$ к концу партии деталей в среднем на 15—25%. Погрешность размера статической настройки, получаемая вследствие размерного износа резца и температурных деформаций,

$$\Delta A_{с.\,и} = A'_{с.\,ср} - A_{с.\,ср} \tag{3.42}$$

вызывает смещение $\omega_т$ на угол $\alpha_{с.\,и}$.

Таким образом, при обычной обработке величина поля рассеяния $\omega_п$ зависит от систематических погрешностей $\Delta A_{д.\,ср}$ и $\Delta A_{с.\,и}$ размеров динамической и статической настройки, а угол α', характеризующий смещение $\omega_т$, представляет собой сумму

$$\alpha' = \alpha_{с.\,и} + \alpha_д. \tag{3.43}$$

Применение способа управления размером статической настройки (см. рис. 3.12, *б*) обеспечивает повышение точности размеров в партии деталей как за счет сокращения величины поля рассеяния $\omega_т$, так и за счет сокращения величины поля рассеяния $\omega_п$, порождаемого действием систематических факторов, изменяющихся по определенному закону. Сокращение поля рассеяния ($\omega''_т < \omega'_т$) происходит в результате компенсации приращений $\Delta A'_д$, порождаемых случайным колебанием глубины резания или твердости.

Сокращение $\omega_п$ происходит за счет компенсации систематической погрешности размера динамической настройки $\Delta A_{д.\,ср}$, вызванной затуплением режущего инструмента. При обработке с управлением $A_с$ погрешность размера динамической настройки, так же как при обработке без управления, определяется выражением (3.41). Однако при управлении влияние $\Delta A_{д.\,ср}$ на точность размера в партии деталей уменьшается до ничтожно малой ве-

личины в результате изменения A_c. Поэтому средний размер статической настройки в конце партии определяется выражением

$$A_{c.\,ср} = A_{ср} + \Delta A_{c.\,и} - \Delta A_c \qquad (3.44)$$

где $\Delta A_c = \Delta A_{д.\,ср}$ — результирующее изменение размера статической настройки.

В результате изменения A_c на величину приращения упругого перемещения, обусловленную затуплением резца $\Delta A_{д.\,ср}$, происходит уменьшение угла α' на величину $\alpha_д$. Таким образом, при обработке партии деталей с управлением размером статической настройки смещение середины мгновенного поля рассеяния будет определяться углом $\alpha'' = \alpha_{с.\,и}$, получаемым только в результате размерного износа и температурных деформаций. Уменьшение величины мгновенного поля рассеяния $\omega_т'' < \omega_т'$ и уменьшение угла $\alpha'' < \alpha'$, характеризующего его смещение, обеспечивает в совокупности повышение точности размеров в партии деталей.

Практика работы на токарном гидрокопировальном станке 1722, оснащенном системой автоматического регулирования, показала, что использование системы позволяет в 2—3 раза повысить точность диаметральных размеров и повысить производительность обработки вследствие существенного упрощения настройки системы СПИД. Повышение точности происходит в результате сокращения мгновенного поля рассеяния $\omega_т$, порождаемого такими случайными факторами, как колебание припуска и твердости, затупление режущего инструмента.

Например, если при обычной обработке деталей из стали 45 с колебанием припуска от $t_1 = 2$ мм до $t_2 = 5$ мм величина поля рассеяния диаметральных размеров составляет $\omega_т = 0{,}062$ мм, то при обработке с использованием САУ поле рассеяния сокращается до $\omega_т = 0{,}02$ мм. На рис. 3.13 изображены профилограммы поверхностей, полученных в результате обточки с $s = 0{,}6$ мм/об и $v = 80$ м/мин двух одинаковых заготовок со ступенчатым возрастанием припуска от $t_1 = 2$ мм до $t_2 = 6$ мм. Перепад диаметров ΔR на первой детали (рис. 3.13, *а*), обточенной без регулирования, составил 0,05 мм, а на второй (рис. 3.13, *б*), обточенной с использованием САУ,—всего 0,01 мм. Если при обычной обработке больших партий деталей точность диаметральных размеров составляет 0,2 мм, то при использовании САУ она повышается до 0,07—0,06 мм. Эффективность применения САУ особенно увеличивается при обработке партии деталей с большим колебанием припуска и твердости.

Способ управления размером статической настройки позволяет повысить как точность диаметральных размеров, так и точность формы детали в продольном и поперечном направлении. С этой целью используют программное изменение или программное управление размером статической настройки. При программном изменении размера статической настройки производят регулиро-

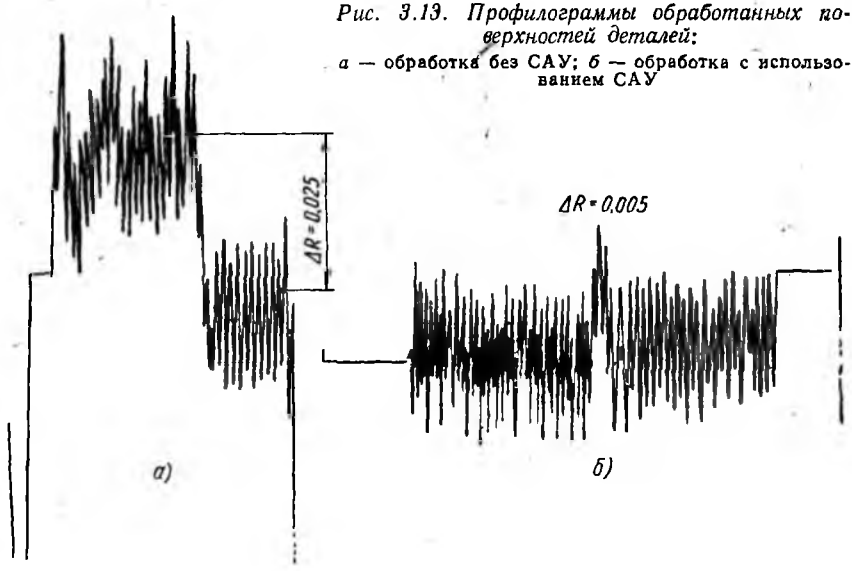


Рис. 3.13. Профилограммы обработанных поверхностей деталей:
а — обработка без САУ; б — обработка с использованием САУ

вание размера A_c по определенному закону $\Delta A_{c.\,п} = F(x)$ в функции от заданного параметра. В зависимости от решаемой задачи таким параметром может быть время τ, координата перемещения режущего инструмента относительно детали в продольном $F(x)$ или поперечном $F(\psi)$ направлении и др. Таким образом, при программном изменении размера статической настройки обеспечивается повышение точности обработки за счет сокращения влияния таких систематически действующих факторов, как переменная жесткость системы СПИД, смещение заднего центра, погрешность направляющих станка и др. Программное управление размера статической настройки предусматривает программное изменение A_c по определенному закону $\Delta A_{c.\,п} = F(x)$ и одновременно регулирование A_c в соответствии с отклонениями $\Delta A_д$, обусловленными совокупным действием случайных факторов.

При программном управлении обеспечивается возможность повышения точности диаметральных размеров и точности формы в продольном сечении за счет сокращения влияния на точность обработки как совокупного действия случайных, так и систематических факторов.

Таким образом, общая величина изменения A_c при программном управлении составляет

$$\Delta A_c = \Delta A_{c.\,п} + \Delta A_д. \qquad (3.45)$$

На рис. 3.14 показана структурная схема системы программного управления статической настройки на токарно-винторезном станке 163 для обработки длинных валов. Выходами системы управления являются отклонения размера динамической на-

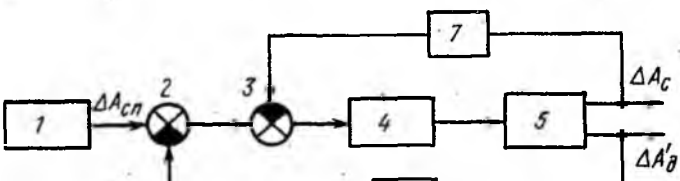


Рис. 3.14. Структурная схема системы программного управления размером статической настройки

стройки $\Delta A'_д$, порождаемые случайно действующими факторами, и приращение размера статической настройки ΔA_c, получаемое в результате регулирования. Значение $\Delta A'_д$, измеряемое датчиком динамометрического узла *6*, суммируется в устройстве *2* с заданным значением $\Delta A_{с.п}$ выдаваемым блоком программы *1*. Получаемый суммарный сигнал через сравнивающее устройство *3* и усилитель *4* подается на объект управления *5*, в результате чего происходит регулирование A_c на величину ΔA_c. Поднастроечное перемещение суппорта ΔA_c измеряется датчиком обратной связи *7*.

Использование системы программного управления размером статической настройки при токарной обработке длинных валов позволяет повысить точность формы детали в продольном сечении от 2 до 6 раз. Так например, если при обточке ходового винта погрешность формы на участке длиной 1190 мм составляет $\omega_ф$ = = 0,83 мм, то при использовании САУ она уменьшается до $\omega_ф$ = = 0,16 мм. Это позволяет значительно повысить производительность обработки на последующих операциях.

Таким образом, обработка с управлением точностью путем регулирования размера статической настройки имеет следующие преимущества по сравнению с обычной обработкой.

1. Применение этого способа позволяет сократить общее поле рассеяния $\omega_Д$ и повысить точность размеров, точность относительных поворотов и точность геометрической формы деталей от 2 до 6 раз.

2. При использовании этого способа шероховатость поверхности деталей остается такой же, как и при обычной обработке.

3. Управление размером A_c позволяет существенно упростить настройку станка на точность размера, что способствует повышению производительности обработки.

4. Повышение точности обрабатываемых деталей позволяет, в ряде случаев, обеспечить требуемую точность с меньшим числом проходов или на более высоких режимах, что приводит к повышению производительности.

5. Получение более точных деталей с идентичными качественными показателями позволяет повысить производительность обработки на последующих технологических операциях.

Сложность рассматриваемого способа управления точностью заключается в осуществлении малых перемещений с целью внесения поправок в размер статической настройки. Скачок, получаемый в результате изменения коэффициента трения при переходе от покоя к движению, в ряде случаев может быть соизмерим с требуемой величиной поднастройки. Для реализации рассматриваемого способа необходима разработка надежных реверсивных механизмов малых перемещений узлов станка.

УПРАВЛЕНИЕ УПРУГИМИ ПЕРЕМЕЩЕНИЯМИ ПУТЕМ ВНЕСЕНИЯ ПОПРАВКИ В РАЗМЕР ДИНАМИЧЕСКОЙ НАСТРОЙКИ

Поправку в размер динамической настройки, как следует из равенства $A'_д = \frac{P_э}{j}$, можно вносить посредством изменения сил или их моментов, действующих в процессе обработки, а также жесткости системы СПИД.

Внесение поправки в размер динамической настройки путем изменения эквивалентной силы. В системах адаптивного управления наиболее широко применяется внесение поправки в размер динамической настройки путем изменения $P_э$ за счет изменения силы резания. Отличительная особенность такого способа — изменение в той или иной степени упругих перемещений всех составляющих звеньев размерной цепи A, замыкающим звеном которой является расстояние между деталью и режущими кромками инструмента.

Чтобы начался процесс резания, надо в системе СПИД создать размер динамической настройки ($A'_д$), т. е. натяг, необходимый для съема материала с обрабатываемой детали:

$$A'_д = \sum_{i=1}^{m-1} y_i,$$

где y_i — упругое перемещение i-го составляющего звена размерной цепи.

Если окажется, что действительное значение $A'_д$ отличается от заданного, то необходимо внести в него поправку.

Внеся изменение в направление или величину силы резания, получим

$$A'_д = (y_1 \pm \Delta y_1) + (y_2 \pm \Delta y_2) + \cdots + (y_{m-1} \pm \Delta y_{m-1}),$$

где Δy_i — изменение величины упругого перемещения i-го составляющего звена.

Поскольку сила резания есть функция многих переменных

$$P = f(v,\ t,\ s,\ HRC,\ C_1,\ C_2,\ C_3),$$

то принципиально изменять вектор силы резания можно через изменение любого из аргументов ее функции. Рассмотрим способы внесения поправки в размер $A'_д$ через изменение продольной подачи (s') и геометрии резания.

Внесение поправки посредством изменения величины продольной подачи. Управление упругими перемещениями путем изменения величины продольной подачи осуществляется следующим образом. Во время обработки контролируется какая-либо физическая величина μ (например, относительное упругое перемещение звеньев системы СПИД, сила резания или ее составляющая, крутящий момент и др.), изменение которой пропорционально изменению величины $A_д$. Измеренное значение этой физической величины, преобразованное в электрический сигнал u_1, подается на сравнивающее устройство СУ (рис. 3.15), где сравнивается с сигналом u_2, поступающим с задатчика, пропорциональным заданной величине упругого перемещения ($A_д$).

Если сигналы u_1 и u_2 отличаются один от другого, то на выходе сравнивающего устройства появляется сигнал u_3 рассогласования, который подается на исполнительный механизм *ИМ* и заставляет его изменять величину продольной подачи до тех пор, пока рассогласование уменьшится до допустимого значения. На примере этого алгоритма управления рассмотрим физический смысл управления величиной упругого перемещения посредством изменения величины продольной подачи при токарной обработке.

Отклонение упругого перемещения $A_д$ на замыкающем звене является результатом действия многочисленных факторов, вызывающих отклонение сил, действующих в системе СПИД, и жесткости системы СПИД.

Если обратиться к равенствам

$$P_Z = C_{P_Z} t^{x_z} s^{y_z} \cdot v^{n_z} k_z;$$

$$P_Y = C_{P_Y} t^{x_y} s^{y_y} \cdot v^{n_y} k_y;$$

$$P_X = C_{P_X} t^{x_x} s^{y_x} \cdot v^{n_x} k_x,$$

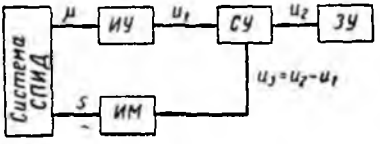
определяющим вектор силы резания, то можно заметить, что из-за различия степенных показателей при s для разных составляющих силы резания изменение величины продольной подачи вызовет отклонение вектора силы резания как по величине, так и по направлению.

Поскольку сила резания действует в той или иной степени на все составляющие звенья размерной цепи A, постольку изменение величины продольной подачи и тем самым вектора силы резания вызовет изменение упругих перемещений всех звеньев.

Для изучения этого явления было проведено экспериментальное исследование. В задачу исследования входило одновременно

Рис. 3.15. Блок-схема САУ размером динамической настройки:

ИУ — измерительное устройство; *СУ* — сравнивающее устройство; *ЗУ* — задающее устройство; *ИМ* — исполнительный механизм

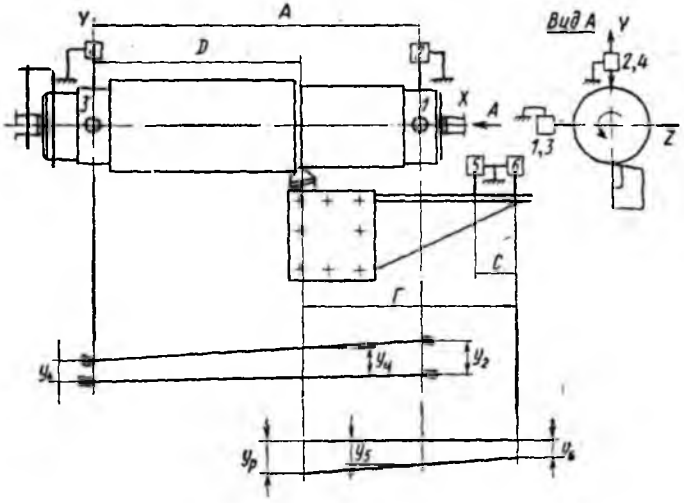


зафиксировать упругие перемещения обрабатываемой детали и инструмента во время обычной обработки и обработки с управлением упругими перемещениями посредством регулирования величины подачи. Эксперименты производились на токарно-винторезном станке 1А62, оснащенным системой автоматического управления упругими перемещениями (САУ). В процессе обработки вала со ступенчато изменяющимся припуском осуществлялось измерение упругих перемещений концов вала в вертикальном и горизонтальном направлениях (рис. 3.16), одновременно измерялись в горизонтальной плоскости в радиальном направлении упругие перемещения концов линейки, закрепленной в резцедержке суппорта.

Датчики *2* и *4* измеряли упругие перемещения вала соответственно у задней и передней бабок в горизонтальной плоскости, а датчики *1* и *3* — у задней и передней бабок в вертикальной плоскости. Датчики *5* и *6* контролировали упругие перемещения линейки.

Измерения перемещений производились относительно станины станка датчиками, выполненными в виде консольных упругих элементов с наклеенными тензосопротивлениями. Режимы обработки и места установки датчиков были выбраны такими, чтобы погрешность измерения от собственных деформаций станины в процессе обработки с наибольшими режимами не превышала 3 мкм. Показания датчиков записывались шлейфовым осциллографом Н-700. После эксперимента величины упругих перемещений центра детали в обрабатываемом сечении и вершины резца в горизон-

Рис. 3.16. Схема измерения перемещений детали и суппорта



тальной плоскости определялись пересчетом посредством формул:

$$\begin{cases} y_{\text{ц}} = y_4 + \dfrac{D}{A}(y_2 - y_4) \text{ при } y_2 > y_4; & (3.46) \\ y_{\text{ц}} = y_2 + \dfrac{A-D}{A}(y_4 - y_2) \text{ при } y_2 < y_4; & (3.47) \end{cases}$$

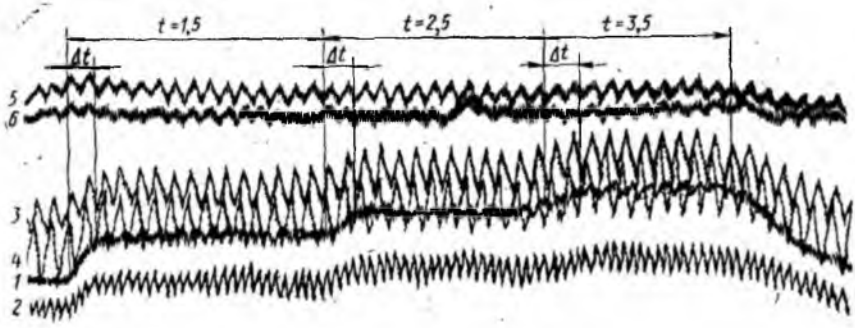
$$\begin{cases} y_{\text{р}} = y_5 + \dfrac{\Gamma}{C}(y_5 - y_6) \text{ при } y_5 > y_6; & (3.48) \\ y_{\text{р}} = y_6 - \dfrac{\Gamma - C}{C}(y_{\text{ц}} - y_5) \text{ при } y_6 > y_5, & (3.49) \end{cases}$$

где $y_{\text{ц}}$ — перемещение центра детали по оси Y;
$y_{\text{р}}$ — перемещение вершины резца по оси Y;
y_2, y_4, y_5, y_6 — перемещения, контролируемые датчиками *2*, *4*, *5*, *6*;
A, D, Γ, C — расстояния, указанные на рис. 3.16.

На рис. 3.17 приведена осциллограмма с записью показаний датчиков *1*, *2*, *3*, *4*, *5* и *6* (см. рис. 3.16) при обработке ступенчатого пояска детали резцом с $\alpha = 12°$, $\gamma = 5°$, $\varphi = 90°$, $r = 1{,}5$ мм с режимами $t_1 = 1{,}5$ мм; $t_2 = 2{,}5$ мм, $t_3 = 3{,}5$ мм, $v = 80$ м/мин и $s = \text{const} = 0{,}35$ мм/об.

На осциллограмме видно, как в начальный момент резания на участке Δt, соответствующем 1,5 оборотом детали, происходит постепенное нарастание упругих перемещений, контролируемых датчиками *1*, *2*, *3*, *4*. Более слабо это нарастание проявляется при записи показаний датчиков *5* и *6*, что объясняется недостаточным коэффициентом усиления сигналов этих датчиков. Затем при обработке остальной части ступени величины упругих перемещений детали колеблются относительно установившихся средних значений упругих перемещений. Упругие перемещения линейки

Рис. 3.17. Осциллограмма упругих перемещений детали у передней и задней бабок в вертикальном и горизонтальном направлениях и суппорта в горизонтальной плоскости в условиях обычной обработки с режимами: $t = 1{,}5$ мм, $t = 2{,}5$ мм, $t = 3{,}5$ мм, $s = 0{,}35$ мм/об, $v = 80$ м/мин



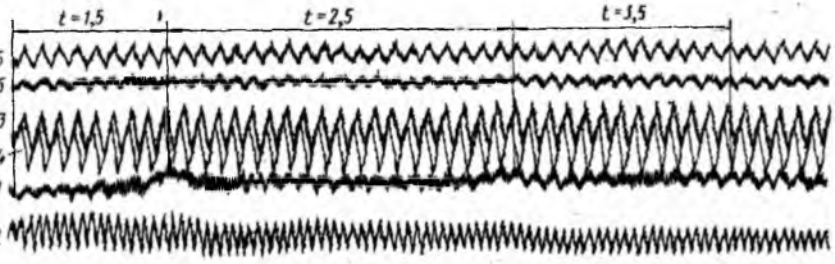


Рис. 3.18. Осциллограмма упругих перемещений детали у передней и задней бабок в вертикальном и горизонтальном направлениях и суппорта в горизонтальной плоскости в условиях обработки с регулированием подачи с режимами: t = = 1,5 мм, t = 2,5 мм, t = 3,5 мм, v = 80 м/мин, s = var

(датчик *5* и *6*) продолжают незначительно изменяться, что объясняется непараллельностью ее направляющим станины. При обработке других ступеней с глубиной резания 2,5 мм и 3,5 мм характер изменения упругих перемещений повторяется, а величины упругих перемещений с повышением глубины резания увеличиваются. В условиях обработки с управлением упругими перемещениями посредством регулирования величины продольной подачи, как следует из осциллограммы, показанной на рис. 3.18, изменения величин упругих перемещений при различных глубинах резания (t = 1,5; 2,5; 3,5 мм) практически отсутствуют за исключением участков резкого изменения глубины резания. Отклонения упругих перемещений на этих участках объясняются наличием переходных процессов в САУ и могут быть в значительной степени сокращены посредством увеличения коэффициента усиления в системе автоматического управления.

На рис. 3.19 представлены графики упругого перемещения на замыкающем звене, упругих перемещений детали и инструмента, а также изменение величины продольной подачи при управлении; графики построены по результатам обработки осциллограмм (колебания в течение оборота не учитывались при построении графиков). На графиках видно, что при отсутствии управления по s величины упругих перемещений изменяются ступенчато в соответствии с изменением глубины резания, а при регулировании s остаются постоянным на протяжении всей обработки. Таким образом, исследование показало, что при регулировании подачи меняются упругие перемещения всех звеньев. Упругая характеристика системы СПИД во многом зависит от направления вектора силы резания. Если принять, что зависимость $A_д^*$ от каждой составляющей силы резания линейна, то величину $A_д^*$ можно представить алгебраической суммой

$$A_д^* = aP_Y \pm bP_Z \pm cP_X, \qquad (3.50)$$

где a, b, c — коэффициенты, учитывающие интенсивность влияния каждой составляющей силы резания на величину $A_д^*$.
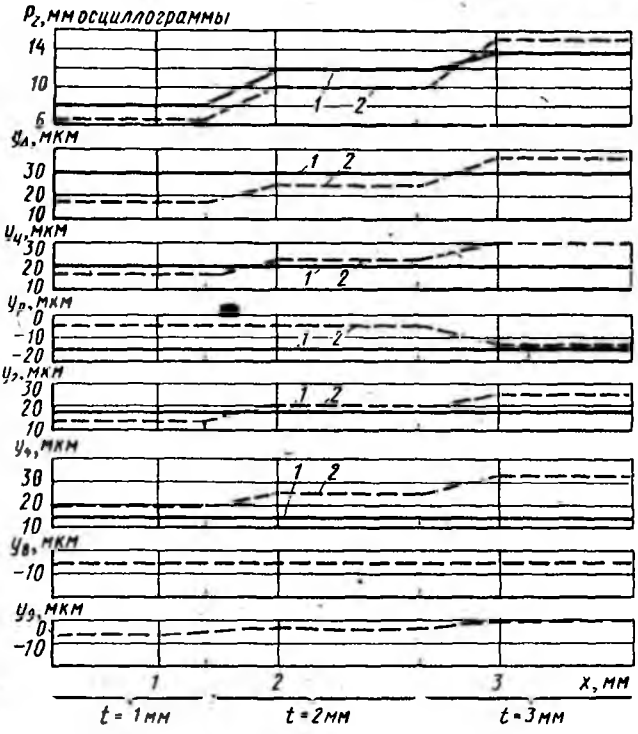


Рис. 3.19. Графики изменения величины подачи, погрешности обработки, вызванной упругими перемещениями, упругих перемещений детали у передней и задней бабок в горизонтальной плоскости и линейки и в зависимости от глубины резания:

1 — с САУ; 2 — без САУ

Характер этой зависимости оказывает существенное влияние на результаты обработки в условиях управления. Например, для точения после подстановки выражений получим P_Y, P_Z, P_X

$$A'_д = aAt^{0,9}s^{0,6} + bBts^{0,75} + cCts^{0,5}, \qquad (3.51)$$

где

$$A = C_{P_Y}v^{n_y}k_y;\ B = C_{P_Z}v^{n_z}k_z;$$

$$C = C_{P_X}v^{n_x}k_x.$$

Из равенства (3.51) следует, что для данной системы СПИД имеется вполне определенная зависимость $A'_д = f(t, s)$. Допустим во время обработки изменилась глубина резания с t_3 на t_2. Тогда согласно функции $A'_д = f(t, s)$, изображенной графически на рис. 3.20, *а*, для поддержания $A'_д = \text{const}$ надо изменить величину продольной подачи с s_1 до величины s_2, чтобы вернуть упругое перемещение, равное $A'_{д2}$ при t_2 и s_1, к заданному значению $A'_{д1}$.

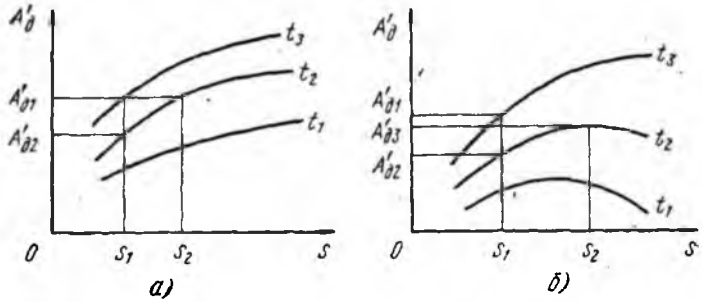


Рис. 3.20. Графики зависимости $A'_д = f(t, s)$

Если функция $A'_д = f(t, s)$ имеет экстремумы, как это показано на рис. 3.20, *б*, то, меняя величину продольной подачи до s_2, получим $A'_{д3}$, которое отличается от заданного значения упругого перемещения $A'_{д1}$. Дальнейшее увеличение подачи приведет только к ухудшению результата. Таким образом, в этом случае появится ошибка в управлении упругими перемещениями, равная

$$\Delta A'_д = A'_{д3} - A'_{д1}.$$

Как следует из графика, это ошибка зависит от заданного значения упругого перемещения $A'_д$ и величины изменения глубины резания. Чем больше уменьшится глубина резания, тем больше будет ошибка $\Delta A'_д$. Погрешность $\Delta A'_д$ будет отсутствовать, если упругая характеристика не имеет экстремума или управление осуществляется на участке упругой характеристики до точки перегиба.

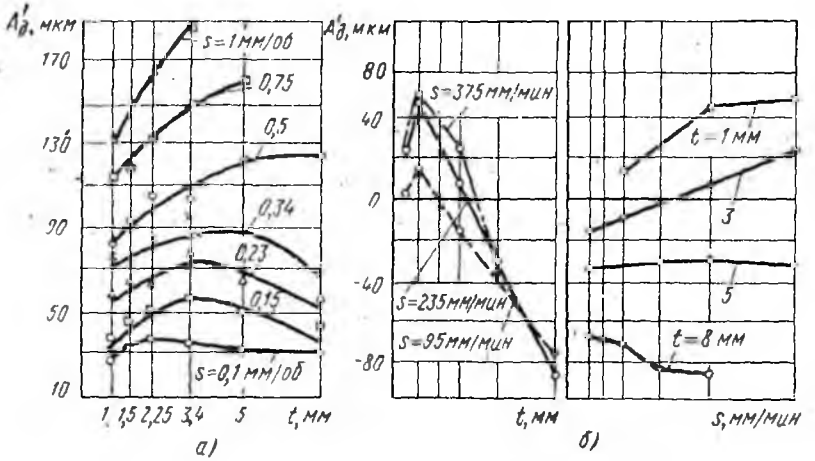
Экстремумы упругой характеристики системы СПИД объясняются различием в знаках слагаемых уравнения (3.50), когда разные составляющие силы резания вызывают противоположные по знаку упругие перемещения на замыкающем звене. Такая упругая характеристика часто наблюдается у технологических систем при обработке резцами и фрезами с главным углом в плане $\varphi = 90°$ (рис. 3.21).

Для устранения точки перегиба упругой характеристики в области значений подач, используемых при управлении в процессе обработки, рекомендуется создавать предварительный натяг или изменять жесткость одного или нескольких звеньев системы, включаемых в размерную цепь. В качестве примера на рис. 3.22 показан упругий резцедержатель, изменяя жесткость которого, меняют упругую характеристику системы СПИД.

Резцедержатель состоит из корпуса *1*, твердосплавной пластинки *5* механического крепления. Корпус имеет прорезь, благодаря которой головка резца получает возможность дополнительно деформироваться под действием силы резания. В отверстии державки (вдоль ее) установлен стержень *2*, один сферический конец которого упирается в деформирующуюся часть резце-

Рис. 3.21. Упругие характеристики системы:

а — токарного гидрокопировального полуавтомата 1722; *б* — универсального горизонтально-фрезерного станка 6Н82



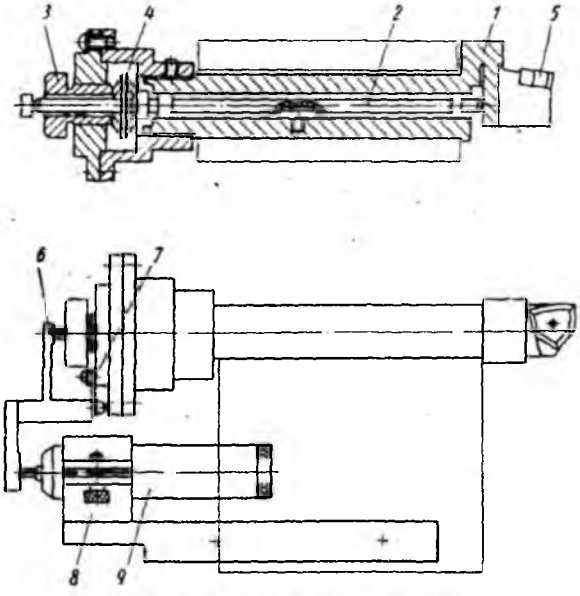


Рис. 3.22. Упругий резцедержатель

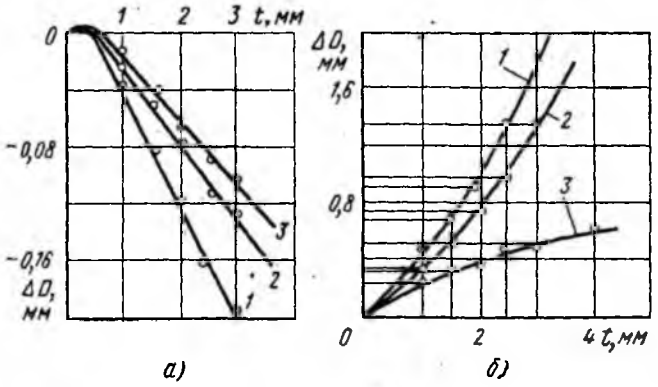
держателя, а другой — в бесшарнирный рычаг *6* с плоской пружиной *7*. При помощи пружины *4* и гайки *3* осуществляется постоянный прижим стержня *2* к плоскости головки резца, а также регулировка жесткости головки резца. Испытание резцедержателя показало, что с его помощью можно значительно изменять упругую характеристику системы СПИД.

На рис. 3.23 показаны упругие характеристики системы СПИД универсального токарно-винторезного станка 1А616 с обычным и упругим резцедержателями. Как следует из графика рис. 3.23, *б*, упругая характеристика с упругим резцедержателем приобрела требуемый вид. Зависимость $A'_д = f(t, s)$ определяет величину диапазона изменения *s*, требуемого для поддержания заданного значения упругого перемещения, а следовательно, и чувствительность изменения *s*. Следует отметить еще одно важное обстоятельство, связанное с выбором *s* в качестве параметра управления. Продольная подача входит в формулу для расчета величины основного технологического времени. Поэтому управление упругими перемещениями за счет изменения величины продольной подачи не только увеличивает точность обработки, но и сказывается на производительности. В условиях обычной обработки режимы резания устанавливают исходя из худших условий обработки (максимальных значений припуска, твердости материала заготовки, наихудшей режущей способности инструмента), чтобы не было перегрузки системы СПИД. Так как точно определить эти условия нельзя, то, опасаясь перегрузки, еще более занижают режимы.

Все это приводит к увеличению основного технологического времени. Например, чтобы установить режимы на обработку партии деталей, надо знать максимальную величину припуска, но

Рис. 3.23. Упругие характеристики системы СПИД токарно-винторезного станка 1А616 при обработке резцом с $\varphi = 90°$:

а — с обычным резцедержателем; б — с упругим резцедержателем 1 — s = 0,44 мм/об; 2 — s = 0,295 мм/об; 3 — s = 0,124 мм/об



для этого надо измерять его как от заготовки к заготовке, так и на протяжении обработки каждой заготовки. Измерить припуск практически трудно по организационным причинам, поэтому обычно при установке режимов ориентируются на конкретные условия обработки, имеющийся опыт, реже — проводят вероятностный расчет. Пусть распределение величины припуска, замеренного в одном и том же сечении у партии заготовок, подчиняется закону Гаусса. Тогда, выбирая s исходя из максимальной величины припуска, будем терять в производительности в тех случаях, когда значение припуска меньше максимального, так как обработка будет производиться с заниженной подачей. А таких случаев примерно 99,7%. Если же учесть, что ожидаемое максимальное значение припуска меньше действительного, то потери производительности возрастут еще больше.

В условиях управления упругими перемещениями путем регулирования подачи, как только изменяются условия обработки, тот час же изменяется величина подачи. В итоге получают выигрыш в производительности за счет сокращения величины основного технологического времени. При обработке с регулированием величины продольной подачи для подсчета величины основного технологического времени нельзя воспользоваться известными формулами. В связи с этим на примере токарной обработки, когда $P_z \equiv P_Y$, выведем формулу для определения величины основного технологического времени T_o в условиях обработки с $P_Y = f(x)$.

Отличие новой зависимости между T_o и s заключается в том, что вместо постоянного значения s подсчитывается ее функция от силы P_Y, т. е. $s = f(P_Y)$.

Из формулы радиальной составляющей P_Y силы резания определяется величина продольной подачи

$$s = \frac{P_Y^{1/y_y}}{C_{P_Y}^{1/y_y} t^{x_y/y_y} v^{n_y/y_y}}.$$

Обозначим

$$C_{P_y}^{1/y_y} t^{x_y/y_y} v^{n_y/y_y} = k_т.$$

Тогда

$$s = \frac{P_Y^{1/y_y}}{k_т},$$

но

$$P_Y = f(x),$$

следовательно, после подстановки значения P_Y получим

$$s = \frac{[f(x)]^{1/y_y}}{k_т}.$$

Так как подача представляет собой скорость перемещения резца, то можно записать

$$s = \frac{dx}{dT_o},$$

откуда

$$dT_o = \frac{dx}{s}. \tag{3.52}$$

Подставляя в равенство (3.52) вместо s ее значение, получаем

$$dT_o = k_т \frac{dx}{[f(x)]^{1/y_y}}. \tag{3.53}$$

Интегрируя обе части равенства (3.53), получим формулу для расчета величины основного технологического времени для случая, когда имеет место изменение величины продольной подачи по определенному закону:

$$T_o = k_т \int_0^L \frac{dx}{[f(x)]^{1/y_y}}. \tag{3.54}$$

В общем случае имеет место колебание величины припуска и твердости материала заготовки, что вызывает изменение величины продольной подачи.

С учетом колебания припуска и твердости по длине прохода формула для расчета величины основного технологического времени будет иметь вид

$$T_o = k'_т \int_0^L \frac{[f_1(x)]^{x_y/y_y}}{[f(x)]^{1/y_y}} dx, \tag{3.55}$$

где $f_1(x)$ — зависимость изменения величины припуска и твердости материала от координаты положения резца;

$$k'_т = C_{P_y}^{1/y_y} v^{n_y/y_y}.$$

Следует подчеркнуть, что управление s придает системе СПИД способность предотвращать перегрузку и сокращает колебание силы резания. Отсутствие перегрузок системы СПИД и обеспечение более равномерного силового режима обработки способствует увеличению размерной стойкости инструмента, сокращению его поломок и уменьшению неравномерности износа системы СПИД. Последнее косвенно сказывается на повышении производительности и уменьшении расходов на эксплуатацию технологической системы.

Выбор средств регулирования величины продольной подачи определяется, в первую очередь, требованиями к точности и быстро-

действию регулирования подачи. При модернизировании действующих станков большое влияние на выбор средств регулирования оказывает также привод подачи, имеющийся на станках.

Использование в качестве исполнительного механизма, имеющегося на станке привода продольной подачи, значительно упрощает и удешевляет изготовление систем автоматического управления.

При создании САУ к гидрофицированным металлорежущим станкам для получения бесступенчатого регулирования величины продольной подачи можно воспользоваться имеющимся дросселем, применив серводвигатель, который работает в режиме слежения. Серводвигатель, получая управляющий электрический сигнал, поворачивает дроссель на соответствующий угол, изменяя тем самым величину продольной подачи. К преимуществам такого способа осуществления бесступенчатого регулирования подачи относятся простота и отсутствие каких-либо конструктивных изменений в гидросистеме станка. В то же время этот способ имеет и существенные недостатки, к которым относятся большая зона нечувствительности, низкая точность и плавность регулирования, малая скорость отработки входного сигнала. Это значительно ухудшает качество переходного процесса и снижает точность обработки деталей.

В тех случаях, когда указанные недостатки не позволяют применить описанный способ бесступенчатого регулирования подачи, может быть рекомендован другой способ, основанный на использовании гидрозолотников с электроуправлением Г-68-11, Г-68-12, Г-68-13. В качестве исполнительного механизма может быть использован также следящий золотник с электроуправлением ИП-71 и ПЭГ-11.

Так, например, установка следящего золотника на гидрокопировальный станок 1722 на выходе гидросмесителя непосредственно за первым дросселем продольной подачи параллельно второму дросселю продольной подачи не нарушает работу копировального суппорта станка и обеспечивает высокое быстродействие в отработке рассогласования и плавное изменение подачи в пределах всего технологического диапазона рабочих подач. Описанный электрогидравлический привод подач для управления упругими перемещениями нашел применение и показал хорошие результаты при оснащении САУ внутришлифовального, плоскошлифовального, шлицешлифовального, заточного, токарного гидрокопировального и других станков.

При оснащении САУ станков с механическим приводом подачи, получающим движение, как правило, от асинхронного электродвигателя, использование последнего для бесступенчатого изменения подачи обычно не дает удовлетворительных результатов. В этом случае, как показали исследования и практика создания САУ, приемлемым решением, не требующим существенных конструктивных изменений в станке, является замена асинхронного

двигателя двигателем постоянного тока с независимой обмоткой возбуждения. Такое решение обеспечивает плавное изменение величины продольной подачи в широком диапазоне.

Нередко встречаются станки, у которых один электродвигатель является источником движения одновременно для главного вращения и подачи. Например, у токарных универсальных станков мотор главного привода движения посредством кинематических цепей вращает шпиндель станка и перемещает суппорт. В таких случаях рекомендуется кинематическую цепь, связывающую шпиндель с суппортом, разрывать и ставить для привода продольной подачи индивидуальный электродвигатель постоянного тока.

В качестве усилителя в первых образцах САУ использовался электромашинный усилитель ЭМУ. Однако лучшие результаты с точки зрения быстродействия, качества переходного процесса и устойчивости работы САУ дает применение реверсивного тиристорного преобразователя.

Следует предупредить о недопустимости применения в САУ, решающую задачу стабилизации упругих перемещений, нереверсивного тиристорного преобразователя. Как показали исследования, проведенные на кафедре «Технология машиностроения» Мосстанкина, применение нереверсивного тиристорного преобразователя приводит к тому, что при обработке детали с САУ увеличение подачи стола происходит в несколько раз быстрее, чем падение подачи. Это обстоятельство может привести к неустойчивой работе САУ или работе ее в колебательном режиме, что крайне нежелательно.

Внесение поправки в размер динамической настройки посредством изменения геометрии резания. Исследования показали, что изменение геометрии резания может оказывать существенное влияние на величину упругого перемещения, так как при этом меняется величина и направление вектора силы резания, поскольку меняются в формулах P_Z, P_Y, P_X коэффициенты k_Z, k_Y, k_X. Из равенства

$$A_д' = aP_Y \pm bP_Z \pm cP_X$$

следует, что изменение только направления вектора силы резания при постоянном модуле уже вызывает изменение величины $A_д'$ через изменение величин составляющих силы резания.

Из рис. 3.24 видно, как изменение величины угла в плане меняет упругую характеристику системы СПИД фрезерного и токарного станков.

Таким образом, изменяя геометрию резания, можно одновременно через изменение величины и направления вектора силы резания изменять величину $A_д'$. Изменение геометрии резания может осуществляться посредством изменения во время обработки переднего угла, угла резания, главного угла в плане и других параметров геометрии резца. Рассмотрим способ изменения гео-

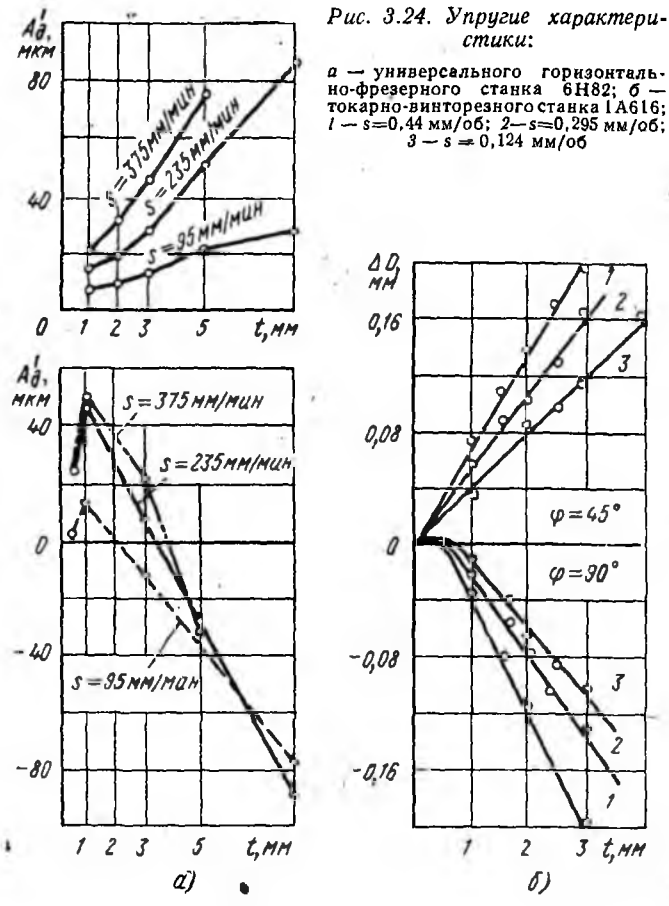


Рис. 3.24. Упругие характеристики:

а — универсального горизонтально-фрезерного станка 6Н82; б — токарно-винторезного станка 1А616; 1 — s=0,44 мм/об; 2 — s=0,295 мм/об; 3 — s = 0,124 мм/об

метрии резания при токарной обработке, разработанной С. С. Моданового [37].

Анализ геометрии резания показал, что наиболее приемлимыми управляющими величинами с точки зрения наибольшего влияния на вектор силы резания являются угол резания δ и главный угол в плане φ. Например, по данным С. С. Моданова [37], при обработке детали из стали 45 влияние угла резания на величину каждой из составляющих силы резания подчиняется следующим зависимостям:

$$P_Z = C_1\delta^{0,84};\quad P_Y = C_2\delta^{2,25};\quad P_X = C_3\delta^{2,96}.$$

Влияние на составляющие силы резания, изменения геометрии резания поворотом резца можно выразить следующими зависимостями:

$$P_z = C_z\delta^{x_1}(1 - n_{P_Z}\Delta\alpha)(1 - m_{P_Z}\Delta\lambda)(1 - k_{P_Z}\Delta\varphi);$$

$$P_Y = C_Y \delta^{x_3} (1 - n_{P_Y} \Delta\alpha)(1 - m_{P_Y} \Delta\lambda)(1 - k_{P_Y} \Delta\varphi);$$

$$P_X = C_X \delta^{x_3} (1 - n_{P_X} \Delta\alpha)(1 - m_{P_X} \Delta\lambda)(1 - k_{P_X} \Delta\varphi),$$

где n_{P_i} — коэффициент, характеризующий влияние заднего угла на соответствующую составляющую силы резания;

m_{P_i} — коэффициент, характеризующий влияние угла наклона главной режущей кромки на соответствующую составляющую силы резания;

k_{P_i} — коэффициент, характеризующий влияние главного угла в плане на соответствующую составляющую силы резания;

C_Z, C_Y, C_X — коэффициенты, зависящие от прочих условий обработки.

Наиболее чувствительной к изменению геометрии резания являются радиальная составляющая P_Y и осевая P_X.

Проведенные эксперименты показали, что при обработке детали из стали 45 на каждый градус поворота резца с главным углом в плане $\varphi = 45°$ радиальная составляющая силы резания изменяется в среднем на 4—5%. В результате при повороте резца на 20° упругое перемещение на замыкающем звене изменяется в 2 раза.

В табл 3.1 приведены значения высоты микронеровностей в микрометрах при различных положениях резца с радиусом при вершине 0,5 мм, откуда следует, что влияние изменения геометрии резания на шероховатость поверхности незначительно.

Сущность способа изменения геометрии резания для токарной обработки заключается в том, что во время точения в случае отклонения упругого перемещения от заданного значения меняют геометрию резания за счет вращения резца вокруг продольной оси, проходящей через вершину резца и перпендикулярной к обрабатываемой поверхности.

При повороте резца вокруг оси, проходящей через его вершину и перпендикулярно к обрабатываемой поверхности, изменяются передний угол γ, задний угол α, угол резания δ, угол наклона режущей кромки λ, главный угол в плане φ, вспомогательный угол в плане φ_1, радиус при вершине r. В табл. 3.2 приведены изменения указанных параметров в зависимости от угла поворота.

Таблица 3.1

Подача в мм/об	Поворот резца в угловых градусах от номинального положения				
	10	5	0	—5	—10
0,1	8,7	8,9	6,2	8,5	9,35
0,2	24,6	21,8	23,1	19,8	21,4
0,3	33,6	36,4	29,6	35,7	33,5
0,4	41,3	44,6	40,0	38,0	40,0
0,5	69,0	64,5	68,0	75,5	77,4

К преимуществам такого способа внесения поправки в размер динамической настройки относится незначительное изме-

Таблица 3.2

Угол поворота резца χ	Передний угол γ	Задний угол α	Угол резания δ	Угол наклона главной режущей кромки λ	Главный угол в плане φ	Вспомогательный угол в плане φ'
—15°	—10° 40′	25° 40′	100° 40′	—10° 40′	46°	10° 20′
—10°	—7° 04′	22° 04′	97° 04′	—7° 04′	45° 28′	10° 11′
—8°	—5° 40′	20° 40′	95° 40′	—5° 40′	45° 17′	10° 7′
—6°	—4° 15′	19° 15′	94°	—4° 15′	45° 10′	10° 4′
—4°	—2° 50′	17° 50′	92° 50′	—2° 50′	45° 5′	10° 2′
—2°	—1° 24′	16° 24′	91° 26′	—1° 24′	45° 3′	10° 1′
0°	0°	15°	90°	0°	45°	10°
2°	1° 24′	13° 36′	88° 34′	1° 24′	45° 3′	10° 1′
4°	2° 50′	12° 10′	87° 10′	2° 50′	45° 5′	10° 2′
6°	4° 15′	10° 45′	86°	4° 15′	45° 10′	10° 4′
8°	5° 40′	9° 20′	84° 20′	5° 40′	45° 17′	10° 7′
10°	7° 04′	7° 56′	82° 56′	7° 04′	45° 28′	10° 11′
15°	10° 40′	4° 20′	70° 20′	10° 40′	46°	10° 20′

Примечание. Диапазон изменения углов χ — 30°; γ — 21° 20′; α — 21° 20′; δ — 21° 20′; λ — 21° 20′; φ — 1°; φ' — 0° 20′

нение шероховатости поверхности; к недостаткам — сохранение колебания силы резания.

Внесение поправки в размер динамической настройки путем наложения на режущий инструмент управляемых высокочастотных колебаний. Сообщение режущему инструменту высокочастотных колебаний приводит к изменению вектора силы резания и тем самым изменяет величину размера динамической настройки. Изменяя характеристики (амплитуду, частоту) принудительных колебаний, можно изменять силу резания.

Этот способ внесения поправки был предложен и исследован В. Ф. Колотенковым на примере токарной обработки. Сущность способа заключается в измерении отклонения упругого перемещения от заданного значения и изменении амплитуды высокочастотных механических колебаний, наложенных на резец. Принудительное изменение интенсивности колебаний режущего инструмента в соответствии с отклонением упругого перемещения обеспечивает изменение величины силы резания и, таким образом, воздействует на величину упругого перемещения. Изменение амплитуды колебаний производится до тех пор, пока отклонение $A'_д$ уменьшится до допустимой величины.

На рис. 3.25, *а* показана принципиальная схема, реализующая рассмотренный способ внесения поправки в размер динамической настройки. На токарный станок вместо суппорта устанавливали исполнительный механизм (рис. 3.25, *б*), выполненный в виде резца с магнитострикционным преобразователем электрических колебаний в механические. Последний состоит из гильзы *4*,

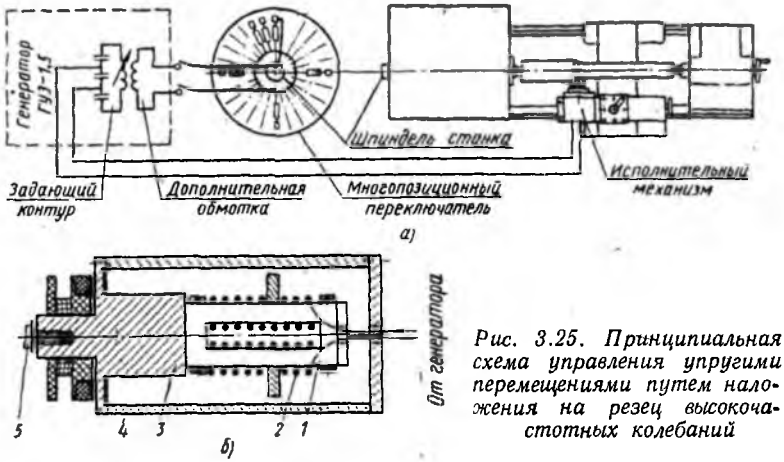


Рис. 3.25. Принципиальная схема управления упругими перемещениями путем наложения на резец высокочастотных колебаний

к которой крепится вибратор, содержащий стержень *3* из стали 40Х, пакет пластин *1* из пермандюра, обмотки возбуждения и поляризации *2*. В качестве источника переменного тока был использован генератор ГУЗ-1,5 с выходной акустической мощностью $N = 1$ кВт и с регулируемой частотой $f_{вых} = 15 \div 35$ кГц.

Главным преимуществом такого способа внесения поправки является возможность изменения размера динамической настройки с высоким быстродействием порядка 10^{-2}—10^{-4} с. Это открывает путь к решению задачи повышения точности геометрической формы в поперечном сечении при обработке деталей с высокой скоростью резания.

Исследование этого способа управления производилось при обработке заготовки, имеющей колебание припуска в поперечном сечении. На станок устанавливали заготовку с эксцентричным распределением величины припуска в поперечном сечении. Во время обработки от генератора ГУЗ-1,5 на магнитострикционный преобразователь подавались электрические колебания с частотой 20—30 кГц. Для изменения амплитуды высокочастотных колебаний резца на левый конец шпинделя станка с помощью переходной втулки *5* был установлен многопозиционный переключатель, выполненный в виде 32-контактного коллектора, который, вращаясь синхронно со шпинделем станка, изменял величину напряжения в дополнительной обмотке посредством изменения величин активных сопротивлений. Последние были набраны по программе в соответствии с заранее известным распределением величины припуска в поперечном сечении заготовки.

Дополнительная обмотка выполняла роль короткозамкнутого витка с переменным внутренним сопротивлением. Изменение ее сопротивления вызывало изменение коэффициента самоиндукции задающей контурной катушки генератора, что приводило к изменению частоты генерируемых колебаний.

Таблица 3.3

s, мм/об	v, м/мин	n, об/мин	ΔR, мкм		Повышение точности формы, %
			без САУ	с САУ	
0,15	19	150	15	7,7	48,7
0,15	38,5	305	16,8	10,3	31
0,15	60,5	480	20	15	25
0,15	76	600	19	16	16

В табл. 3.3. приведены результаты сокращения колебания радиуса детали в поперечном сечении, обработанной обычным способом и с управлением, из заготовки с эксцентричным распределением величины припуска. Из таблицы следует, что лучшие результаты получились при обработке на меньших оборотах, что объясняется недостаточной мощностью генератора.

К недостаткам рассмотренного способа относятся незначительный диапазон изменения силы резания по сравнению с внесением поправки через изменение величины подачи, а также трудности, связанные с необходимостью коммутировать большие мощности (свыше 1 кВт) с высокой частотой. Причем чем выше требуется быстродействие внесения поправки, тем с большей частотой должна осуществляться коммутация. Например, при вращении детали с числом оборотов 1200 в минуту в двукратном изменении припуска за каждый оборот минимальная частота коммутации составляет 80 Гц.

Внесение поправки в размер динамической настройки путем изменения жесткости системы СПИД. Податливость этой системы СПИД определяется зависимостью

$$\frac{1}{j_c} = \frac{1}{j_1} + \frac{1}{j_2} + \cdots + \frac{1}{j_{m-1}}, \qquad (3.56)$$

где j_i — жесткость i-го звена размерной цепи, замыкающим звеном которой является расстояние между технологической базой детали и режущими кромками инструмента;

j_c — жесткость системы СПИД.

Решая уравнение (3.56) относительно j_c, получим равенство для расчета величины жесткости системы СПИД:

$$j_c = \frac{\sum_{m-1}^{i=1} j_i}{j_1 j \cdots j_{m-1}}.$$

В соответствии с уравнением (3.56) изменять жесткость системы СПИД можно посредством регулирования жесткости одного или нескольких звеньев системы СПИД [36].

Внесение поправки в размер динамической настройки путем изменения жесткости i-го звена принципиально отличается от способа внесения поправки через изменение вектора силы резания. Отличие заключается в том, что компенсация отклонения упругого перемещения на замыкающем звене осуществляется за-

счет изменения только величины упругого перемещения i-го звена, жесткость которого изменяется. Например, если из-за изменения величины припуска упругое перемещение

$$A_{\text{д}}' = (y_1 \pm \Delta y_1) + (y_2 \pm \Delta y_2) + \cdots + (y_{m-1} \pm \Delta y_{m-1}),$$

где Δy_i — приращение упругого перемещения на каждом i-м составляющем звене размерной цепи, то при изменении жесткости например 2-го звена отклонение упругого перемещения $\Delta A_{\text{д}}'$ будет компенсировано за счет внесения поправки $\Delta y_2'$ в упругое перемещение 2-го звена, т. е.

$$A_{\text{д}}' = (y_1 \pm \Delta y_1) + (y_2 \pm \Delta y_2 \mp \Delta y_2') + \cdots + (y_{m-1} \pm \Delta y_{m-1}),$$

при этом должно соблюдаться условие

$$\sum \Delta y_i = -\Delta y_2'.$$

Такой способ внесения поправки имеет свои преимущества и недостатки. К преимуществам следует отнести отсутствие колебания шероховатости и высокую точность внесения поправки в размер динамической настройки, так как жесткость регулируемого звена сравнительно просто можно измерить с высокой точностью. К недостаткам следует отнести сохранение неравномерного силового режима работы.

Управление величиной упругого перемещения $A_{\text{д}}'$ внесением поправки в размер динамической настройки путем изменения жесткости одного из звеньев размерной цепи осуществляется следующим образом. Сначала должна быть установлена зависимость между $A_{\text{д}}'$ и y_i (упругим перемещением звена, жесткость которого регулируется), т. е.

$$A_{\text{д}}' = k y_i.$$

Если во время обработки величина упругого перемещения на замыкающем звене отклонилась на $\Delta A_{\text{д}}'$, то для компенсации этого отклонения жесткость регулируемого звена нужно изменить на такую величину, чтобы отклонение упругого перемещения этого звена от изменения жесткости стало равным по величине $\Delta A_{\text{д}}'$ с противоположным знаком.

Запишем изложенное в аналитической форме. Пусть в результате изменения припуска упругое перемещение $\Delta A_{\text{д}}'$ приняло новое значение

$$A_{\text{д}1}' = \left(\sum_{i=1}^{m-2} y_i + \sum_{i=1}^{m-2} \Delta y_i \right) + (y_{\text{р}} + \Delta y_{\text{р}}),$$

где $y_{\text{р}}$ — заданное упругое перемещение регулируемого звена;
$\Delta y_{\text{р}}$, Δy_i — отклонения упругих перемещений регулируемого и других составляющих звеньев.

Для устранения отклонения $\Delta A_д' = \sum_{i=1}^{m-2} \Delta y_i + \Delta y_р$ новое значение жесткости ($j_р'$) регулируемого звена можно подсчитать, если переписать уравнение (3.56) в виде

$$\frac{1}{j_с} = \frac{1}{j_0} + \frac{1}{j_р}, \qquad (3.57)$$

где j_0 — суммарная жесткость составляющих звеньев за исключением регулируемого, тогда

$$j_р' = \frac{P_{э.р}}{y_р - \Delta A_д'}, \qquad (3.58)$$

где $P_{э.р}$ — эквивалентная сила, действующая на регулируемое звено.

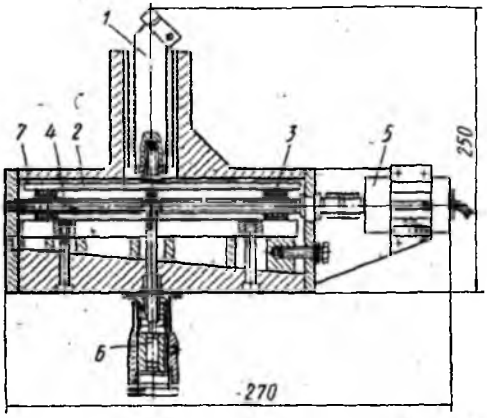
Способ внесения поправки в размер динамической настройки посредством изменения жесткости системы СПИД был реализован и исследован на токарном станке 1А62 [36].

Использовать для регулирования жесткости звенья системы СПИД станка 1А62, входящие в размерную цепь станка, оказалось нецелесообразным, так как они не обладают требуемой упругой характеристикой и, кроме того, при этом возникают трудности конструктивного порядка.

Поэтому в систему СПИД было встроено специальное звено, обладающее требуемой упругой характеристикой и удобное для регулирования его жесткости.

К станку был сконструирован специальный суппорт, чертеж которого показан на рис. 3.26. Суппорт *7* был установлен на станок вместо верхней части суппорта. Во время обработки с этим суппортом действие радиальной составляющей силы резания передавалось через резец *1* на упругий элемент *2*, выполненный в виде плоской пружины, свободно лежащей на двух опорах. Опорами являлись гайки *3* с правой и левой резьбой, через которые проходил винт *4* тоже соответственно с правой и левой резьбой. Электродвигатель *5*, вращая винт, менял расстояния между гайками *3* и тем самым

Рис. 3.26. Специальный суппорт для регулирования жесткости системы СПИД



изменял жесткость упругого элемента. Датчик *6* осуществлял контроль перемещений упругого элемента.

Рассмотренный исполнительный механизм может быть использован как для изменения жесткости системы СПИД по заранее заданной программе, так и для внесения поправки в $A_д$ по сигналу датчика, контролирующего величину $y_р$ во время обработки. Во втором случае в системе управления должно быть предусмотрено вычислительное устройство, рассчитывающее по формуле (3.58) требуемое значение жесткости системы СПИД для компенсации возникшего отклонения.

Внесение поправки в размер динамической настройки может осуществляться в различных комбинациях рассмотренных способов в зависимости от задачи, поставленной перед системой адаптивного управления.

УПРАВЛЕНИЕ УПРУГИМИ ПЕРЕМЕЩЕНИЯМИ ПУТЕМ ВНЕСЕНИЯ ПОПРАВКИ В РАЗМЕР СТАТИЧЕСКОЙ И ДИНАМИЧЕСКОЙ НАСТРОЕК

На основании рассмотренных выше способов был разработан и проверен новый способ комплексного управления, предусматривающий регулирование в процессе резания как размера статической, так и динамической настройки системы СПИД для достижения требуемой точности с наибольшей производительностью. При определенных значениях глубины t (мм) и скорости резания v (м/мин) производительность механической обработки пропорциональна величине продольной подачи. Поэтому с целью сокращения основного технологического времени обработку необходимо производить с максимально возможной подачей, отвечающей наиболее полному использованию режущих свойств инструмента, технологических возможностей системы СПИД при условии получения требуемого качества детали.

При обработке с большими нагрузками наибольшая величина подачи ограничивается предельным значением вектора силы резания, при котором исключается возможность поломки и недопустимой деформации одного из звеньев системы СПИД. На некоторых станках наибольшее предельное значение продольной подачи в условиях силового резания ограничивается мощностью привода. О величине нагрузки, действующей в системе СПИД, с достаточной степенью точности можно судить по величине упругого перемещения, являющегося функцией составляющих сил резания. Предельному значению нагрузки, при которой возникает вероятность поломки наиболее слабого звена, соответствует определенное значение упругого перемещения на замыкающем звене $\overline{P}_{пр} \rightarrow \rightarrow A_{д.пр}$. Измеряя в процессе резания размер динамической настройки, можно непрерывно контролировать степень нагрузки в системе СПИД.

При обработке деталей с небольшими нагрузками, когда абсолютное значение вектора силы резания сравнительно невелико,

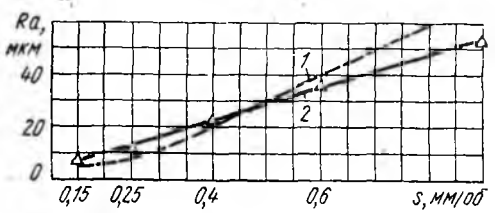


Рис. 3.27. Графики зависимостей высоты микронеровности от величины продольной подачи:

1 — расчетная; 2 — фактическая

наибольшее предельное значение подачи s ограничивается требованием получения необходимой шероховатости поверхности. Это приобретает особенно важное значение, когда к шероховатости поверхности предъявляются повышенные требования.

На рис. 3.27 приведены графики расчетной и действительной зависимостей высоты микронеровностей от величины продольной подачи. Действительную высоту микронеровностей измеряли двойным микроскопом Линника у партии идентичных деталей из стали 45, обработанных на станке 1722 при $t = 1$ мм, $v = 87$ м/мин и $s = 0{,}15$, 0,25; 0,4; 0,6 и 0,9 мм/об. Как показали исследования для случая обработки стали при неизменной геометрии инструмента со скоростью $v > 40$ м/мин, между высотой микронеровностей и значением продольной подачи существует определенная зависимость. Следовательно, измерение величины продольной подачи дает возможность с достаточной точностью оценить в процессе резания шероховатость получаемой поверхности детали.

Таким образом, в качестве критериев оценки оптимального значения продольной подачи $s_{оп}$ можно принять: а) наибольшее предельное значение $A'_{д.пр}$, при котором исключается возможность поломки слабого звена системы СПИД; б) наибольшее значение подачи $s_{ш}$, при котором обеспечивается получение необходимой шероховатости поверхности детали.

Управление размером статической настройки обеспечивает получение требуемой точности размеров детали $A_{\Delta} = A_{р}$ при обработке с различной продольной подачей s. В зависимости от значения подачи s_1, s_2, . . ., s_n изменяется величина упругого перемещения на замыкающем звене $A'_{д1}$, $A'_{д2}$, . . ., $A'_{дn}$, однако сумма размеров статической и динамической настройки $A'_{д}$ остается постоянной (рис. 3.28, *а*):

$$A_{\Delta} = A_{с1} + A'_{д1} = A_{с2} + A'_{д2} = \cdots = A_{сn} + A'_{дn} = A_{р} = \text{const}.$$

Среди всей парной совокупности значений $A_{с}$ и $A'_{д}$, обеспечивающих получение заданной точности размера детали, имеются оптимальные значения $A_{с.оп}$ и $A'_{д.оп}$, которые соответствуют обработке с оптимальной величиной подачи $s_{оп}$, т. е. с максимальной для данных условий производительностью.

Задача автоматического отыскания и поддержания наивыгоднейшего режима работы, т. е. оптимальных значений $s_{оп}$, $A'_{д.оп}$, $A_{с.оп}$, решается путем комплексного управления размером стати-

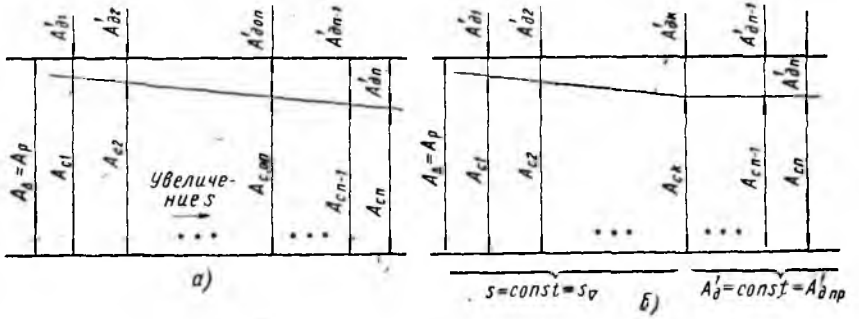


Рис. 3.28. Схема комплексного управления размером статической и динамической настройки системы СПИД

ческой и динамической настройки. Если следящее управление размером статической настройки обеспечивает получение заданной точности детали, то управление размером динамической настройки путем изменения продольной подачи для поддержания одного из двух критериев оптимальности $A'_{д.\,пр}$ или $s_{оп}$ обеспечивает возможность получения максимальной производительности.

При комплексном управлении размеры статической настройки задаются равными рабочим настроечным размерам $A_с = A_р$. Подвод инструмента к детали и врезание осуществляются с наибольшим значением продольной подачи s_v, обеспечивающей получение требуемой шероховатости поверхности. В процессе резания, начиная с момента врезания, производится измерение $A'_д$ и изменение размера статической настройки на эту же величину в противоположном направлении $\Delta A_с = A'_д$.

Если в процессе резания величина упругого перемещения не превышает предельного допустимого значения $A'_д < A'_{д.\,пр}$, то обработка происходит с наибольшим допустимым по чистоте значением подачи $s_{оп} = s_v$ (рис. 3.28, *б*). Изменения величины упругого перемещения, порождаемые колебанием припуска, твердости или затуплением режущего инструмента, компенсируются при этом путем управления размером статической настройки. Если на какой-нибудь ступени или участке детали величина упругого перемещения настолько возрастает, что может превысить допустимое значение $A'_{д.\,пр}$, то производится управление размером динамической настройки путем регулирования продольной подачи в сторону ее уменьшения до того нового оптимального значения $s_р$, при котором обеспечивается равенство

$$A'_д = A'_{д.\,пр} = \text{const}.$$

Аналогичное регулирование подачи в сторону уменьшения до $s_{оп} < s_v$ может происходить также в процессе врезания, если возникающая величина упругого перемещения стремится превысить предельное значение $A'_д > A'_{д.\,пр}$. При работе станка в этом

режиме размер статической настройки остается неизменным, так как величина упругого перемещения стабилизируется $A'_д = A'_{д.пр} = \text{const}$ за счет регулирования подачи. Однако при переходе на обработку новой ступени или участка детали, где величина $A'_д < A'_{д.пр}$, регулируется размер статической настройки и подача в сторону ее увеличения до значения $s = s_\nabla$.

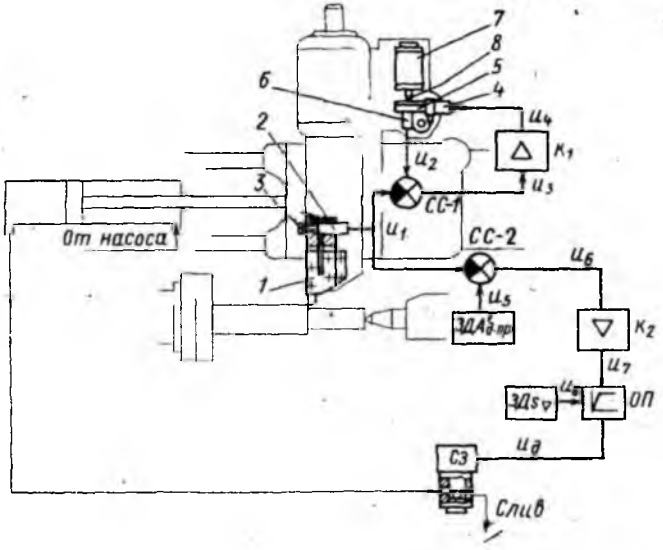
На рис. 3.29 в качестве примера представлены структурная схема и основные узлы автоматической системы, обеспечивающей комплексное регулирование размеров статической и динамической настройки на токарно-копировальных станках 1722. Алгоритм работы такой системы имеет вид

$$\left.\begin{array}{l} A_c = A_p;\ \ \Delta A_c = A'_д; \\ \lim\limits_{s \to s_{max}} s \begin{cases} \nearrow s_\nabla \\ \searrow s_p - A'_{д.\,пр}. \end{cases} \end{array}\right\} \qquad (3.59)$$

Система состоит из двух контуров, общим элементом которых является динамометрический узел. При помощи динамометрического узла, состоящего из упругой резцедержавки *1* и индуктивного датчика *2*, упирающегося в регулировочный винт *3*, производится непрерывное измерение размера динамической настройки.

Первый контур представляет собой следящую САУ размером статической настройки. Он обеспечивает изменение размера A_c путем перемещения суппорта в радиальном направлении на величину $\Delta A_c = A'_д$.

Рис. 3.29. Структурная схема и основные узлы многоконтурной системы комплексного управления размером статической и динамической настройки



Суппорт перемещается на малые расстояния при помощи реверсивного механизма *5*, встроенного в рычаг упора щупа. Для достижения высокой точности малых перемещений в систему введена отрицательная обратная связь. Датчик обратной связи *6*, устанавливаемый на рычаге упора соосно со следящим золотником *7*, измеряет поднастроечное перемещение суппорта по смещению щупа *8*. Второй контур представляет собой систему автоматического управления размером динамической настройки с задатчиком предельной величины упругого перемещения $ЗДА'_{д.пр}$ и задатчиком наибольшего значения подачи $ЗДs_V$. Он обеспечивает в процессе резания автоматический поиск и поддержание оптимального значения продольной подачи. Бесступенчатое регулирование подачи осуществляется следящим золотником *СЗ* с электроуправлением, встроенным на выходе гидросистемы станка. При изменении уставки задатчика $ЗДs_V$ в функции от координаты продольного перемещения резца x возможно обеспечить получение различной требуемой чистоты поверхности на отдельных участках детали.

Порядок работы САУ следующий. С индуктивного датчика *2* на схемы сравнения *СС-1* и *СС-2* непрерывно поступает информация, соответствующая величине $A'_д$. На схему *СС-1* поступает также сигнал u_2 от датчика обратной связи *6* и сигнал с задающего устройства.. Сигнал рассогласования u_3 усиливается до $u_4 = k_1 u_3$ и подается на электродвигатель *4* исполнительного механизма *5*, обеспечивающего регулирование размера статической настройки. На схему *СС-2* поступает также от задатчика $ЗДА'_{д.пр}$ сигнал u_5, соответствующий величине $A'_{д.пр}$. Сигнал рассогласования u_6 усиливается до $u_7 = k_2 u_6$ и подается через ограничитель подачи *ОП* на электромеханический преобразователь следящего золотника *СЗ*. Непрерывное формирование сигнала $u_д$, соответствующего критерию оптимального значения продольной подачи, происходит в результате наличия двух задатчиков $ЗДА'_{д.пр}$ и $ЗДs_V$ (сигнал u_8) и ограничителя *ОП*.

Сущность процесса управления точностью и производительностью обработки путем комплексного управления размерами статической и динамической настройки наглядно показывает осциллограмма, приведенная на рис. 3.30. Нижние кривые характеризуют соответственно изменение упругого перемещения $A'_д$ и изменение размера статической настройки ΔA_c. Верхняя кривая характеризует изменение величины продольной подачи s; частота отметчика времени равна 20 Гц. При подводе резца к детали (интервал $\tau_0 — \tau_1$) величина $A'_д = 0$. Размер статической настройки $A_c = A_p$ не изменяется, а величина продольной подачи поддерживается равной наибольшему значению $s = s_V$. В момент τ_1 происходит врезание и величина $A'_д$ резко возрастает. В соответствии с изменением $A'_д$ происходит регулирование размера статической настройки на величину, равную величине упругого перемещения и направленную в противоположную сторону

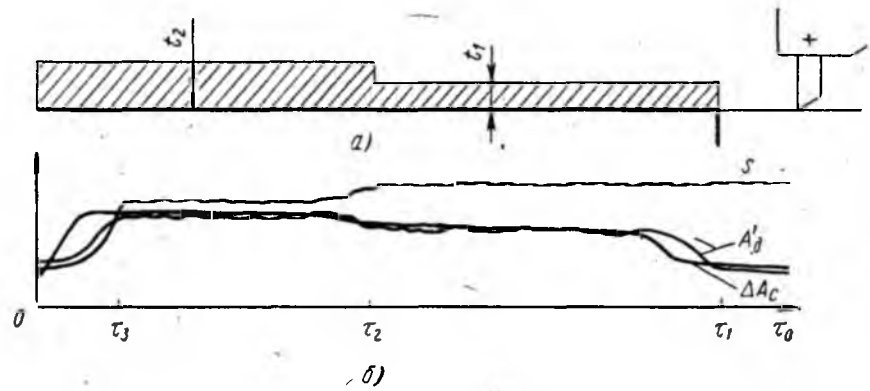


Рис. 3.30. Процесс комплексного управления размером статической и динамической настройки системы СПИД:
а — схема обработки; б — осциллограмма процесса регулирования

$\Delta A_c = A'_д$. На осциллограмме для наглядности изменение $A'_д$ и ΔA_c записывалось в одном направлении.

Таким образом, на детали получается радиальный размер $A_\Delta = A_р$. При обточке участка детали с $t_1 = 2{,}5$ мм (интервал $\tau_1 — \tau_2$) величина $A'_д < A'_{д.пр}$, поэтому продольная подача поддерживается равной наибольшему значению подачи, допускаемому по чистоте $s = s_\nabla = 0{,}68$ мм/об. В момент τ_2 вследствие ступенчатого возрастания глубины резания от $t_1 = 2{,}5$ до $t_2 = 6$ мм происходит добавочное увеличение величины $A'_д$ и в соответствии с этим происходит дополнительное регулирование размера A_c. Но так как величина $A'_д$ может превысить величину $A'_{д.пр}$, происходит регулирование продольной подачи в сторону уменьшения до оптимального значения $s = 0{,}62$ мм/об, при котором $A'_д = A'_{д.пр} = \text{const}$. Следовательно, при обработке участка детали с $t_2 = 6$ мм (интервал $\tau_2 — \tau_3$) происходит управление размером динамической настройки.

Таким образом, САУ, осуществляя слежение за величиной упругого перемещения $A'_д$, систематически вносит соответствующую поправку в размер статической настройки и путем регулирования продольной подачи производит управление размером динамической настройки, обеспечивая, тем самым, получение заданной точности и оптимальной производительности обработки.

На рис. 3.31 приведен график зависимости величины продольной подачи s от глубины резания t при комплексном управлении A_c и $A'_д$ на токарно-копировальном полуавтомате. Эта зависимость аналитически выражается двумя уравнениями:

$$s = s_\nabla \text{ при } t < t_к; \tag{3.60}$$

$$s = \sqrt[0{,}6]{\frac{A'_{д.пр}}{213 \cdot t^{0{,}9} v^{-0{,}2} \xi}} \tag{3.61}$$

при $t \geqslant t_к$ и

$$A'_д = A'_{д.\,пр} = \text{const}.$$

Уравнения (3.60) и (3.61) имеют общую граничную точку K, соответствующую наименьшему (критическому) значению глубины резания $t_к$, при которой величина $A'_д$ достигает $A'_{д.\,пр}$ и начинается регулирование продольной подачи s. Первое равенство является линейным и определяет наибольшее значение продольной подачи s_∇, допускаемой по чистоте получаемой на детали поверхности, а второе определяет наибольшее значение подачи $s_р$, при которой величина упругого перемещения $A'_д$ не превышает заданное предельное значение $A'_д = A'_{д.\,пр} = \text{const}$.

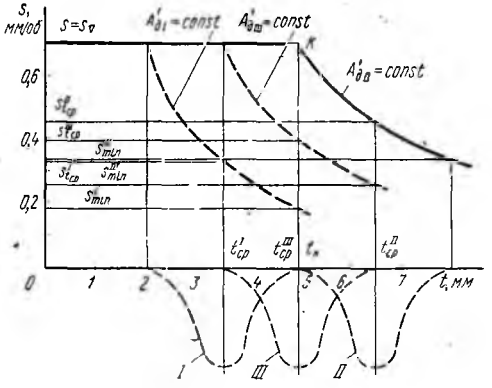


Рис. 3.31. График зависимости величины продольной подачи s от глубины резания t при комплексном управлении $A_с$ и $A'_д$

Уравнение, характеризующее изменение подачи s с целью стабилизации упругого перемещения, получено следующим образом.

Преобразовав уравнение

$$A'_д = AP_Y + BP_X + CP_Z \tag{3.62}$$

относительно составляющей P_Y

$$A'_д = P_Y \left(A + B \frac{P_X}{P_Y} + C \frac{P_Z}{P_Y} \right)$$

и обозначив выражение

$$A + B \frac{P_X}{P_Y} + C \frac{P_Z}{P_Y} = \xi, \tag{3.63}$$

получим

$$A'_д = \xi P_Y. \tag{3.64}$$

Подставив в уравнение (3.64) зависимость, определяющую P_Y и преобразовав его относительно подачи s, окончательно получим

$$s = \sqrt[0,6]{\frac{A'_{д.\,пр}}{213 \cdot t^{0,9} v^{-0,3} \xi}}. \tag{3.65}$$

При заданной величине $A'_{д.\,пр}$ и s_∇ значение $t_к$ можно определить путем совместного решения уравнений (3.60) и (3.61):

$$t_к = \sqrt{\frac{A'_{д.\,пр}}{213 \cdot s_\nabla^{0,6} v^{-0,3} \xi}}. \tag{3.66}$$

С изменением уставки задатчика $ЗД s_v$ прямая $s = s_v$ смещается по вертикали вверх или вниз. С изменением же уставки задатчика $ЗДА_{д.пр}$ кривая $s = f(t)$ смещается по горизонтали. При увеличении $A'_д$ она смещается вправо, а при уменьшении — влево. В соответствии с этим происходит и изменение значения $t_к$.

Рассмотрим вопрос повышения производительности обработки при использовании основных способов управления размерами статической A_c и динамической $A'_д$ настройки и комплексного управления A_c и $A'_д$. Если учесть, что обработка деталей с различными системами управления производится в аналогичных условиях и обеспечивается одинаковая точность, то производительность обработки можно оценить по значению продольной подачи. Проанализируем работу каждой из систем при обработке трех партий заготовок, колебание припуска у которых происходит по нормальному закону в пределах $\omega_t = 6\sigma = 3$ мм.

У заготовок первой партии припуск колеблется от 2 до 5 мм и среднее значение припуска, соответствующее его математическому ожиданию, составляет $t^{I}_{ср} = 3{,}5$ мм. Обработка деталей первой партии с использованием системы автоматического управления размером A_c производится с постоянной подачей $s = s_v = \text{const}$. При обработке аналогичной партии деталей с системой, обеспечивающей стабилизацию размера динамической настройки $A'_{дI} = \text{const}$, продольная подача автоматически меняется от $s_{max} = s_v$ до s^{I}_{min}. Математическое ожидание величины продольной подачи в партии $s^{I}_{t_{ср}}$, представляющее ее наиболее вероятное значение, соответствует среднему значению припуска $t^{I}_{ср}$. Обработка первой партии с системой комплексного управления размерами A_c и $A'_д$ производится с постоянной подачей $s = s_v$, а управление точностью осуществляется путем регулирования A_c. Следовательно, при обработке деталей первой партии САУ размером A_c и система комплексного управления размерами A_c и $A'_д$ обеспечивают одинаковую производительность, а САУ размером $A'_д$ — несколько меньшую $s^{I}_{t_{ср}} < s_v$ вследствие необходимости регулирования подачи $s_v \geqslant s \geqslant s^{I}_{min}$ с целью стабилизации $A'_д$.

Во второй партии заготовок припуск колеблется от 5 до 8 мм, а среднее значение припуска составляет $t^{II}_{ср} = 6{,}5$ мм. При обработке деталей второй партии с использованием САУ размером A_c точение производится с постоянной подачей $s = s^{II}_{min} = \text{const}$, исключающей возможность перегрузки $A'_д \leqslant A'_{д.пр}$ при $t_{max} = 8$ мм. Обработка аналогичной партии заготовок с системой автоматического управления размером динамической настройки $A_д$ осуществляется с переменной подачей, изменяющейся в соответствии с припуском от $s = s_v$ до $s = s^{II}_{min}$. Математическое ожидание величины продольной подачи в партии, соответствующее среднему значению припуска, равно $s^{II}_{t_{ср}}$. При использовании системы

комплексного управления размерами A_c и $A'_д$ обработка производится так же, как с САУ, размером $A'_д$ и математическое ожидание величины продольной подачи равно $s^{II}_{t_{ср}}$. Следовательно, при обработке деталей с большим припуском в условиях значительных нагрузок система комплексного управления и система стабилизации $A'_д$ обеспечивают одинаковую производительность, которая несколько выше $s^{II}_{t_{ср}} > s^{II}_{min}$, чем при использовании системы управления размером A_c.

При обработке заготовок третьей партии, у которых припуск колеблется от 3,5 до 6,5 мм, а $t^{III}_{ср} = t_к$, наибольшую производительность по сравнению с другими системами обеспечивает система комплексного управления. Действительно, обработка деталей третьей партии с САУ размером A_c производится с постоянной подачей $s = s^{III}_{min} = \text{const}$, исключающей возможность увеличения $A'_д$ выше $A_{д.пр}$ при $t_{max} = 6{,}5$ мм. При обработке аналогичной партии с САУ размером $A'_д$ продольная подача изменяется от $s = s_\nabla$ до s_{min}, обеспечивая $A'_д = \text{const}$. Математическое ожидание ее равно $s^{III}_{t_{ср}}$. При использовании системы комплексного управления половина деталей партии, у которых $3{,}5 \leqslant t \leqslant t_к$, обрабатывается с постоянной подачей $s = s_\nabla > s^{III}_{t_{ср}}$, а вторая половина, у которых $t_к < t \leqslant 6{,}5$, обрабатывается с переменной подачей, среднее значение которой выше, чем при работе с другими системами.

Таким образом, способ комплексиого управления размерами статической и динамической настройки, обладая всеми преимуществами рассмотренных выше способов управления, позволяет получить наибольшую производительность механической обработки. Применение этого способа обеспечивает возможность одновременного управления точностью и производительностью механической обработки. Способ комплексного управления особенно эффективно использовать на станках с числовым программным управлением и на обрабатывающих центрах, работающих в условиях мелкосерийного производства.

3.3. ПОВЫШЕНИЕ ТОЧНОСТИ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ ПУТЕМ УПРАВЛЕНИЯ УПРУГИМИ ПЕРЕМЕЩЕНИЯМИ СИСТЕМЫ СПИД

Задачи достижения заданной точности, встречающиеся на практике и представляющие определенные трудности в их решении, весьма разнообразны. В зависимости от качества приспособления и станка, на котором обрабатывается деталь, входных данных заготовки, режущего инструмента и его состояния, квалификации рабочего и других условий обработки может возникнуть в одном случае большое колебание размера в партии деталей,

в другом — значительные погрешности геометрической формы, в третьем — и то, и другое и т. д.

Перечисленные выше факторы в каждом конкретном случае поразному влияют на погрешность обработки, создавая тем самым различного рода трудности в достижении заданной точности обработки. Кроме того, и требования точности по разным показателям, как правило, разные. В связи с этим может возникнуть задача повышения только точности размера в партии, когда достигаемая точность по относительным поворотам и геометрической форме удовлетворяет поставленным требованиям; может быть поставлена задача увеличения точности, относительных поворотов поверхностей детали, когда точность размера и формы обеспечивается обычными средствами, или задача повышения точности детали одновременно по всем показателям и т. д.

Все разнообразие технологических задач достижения заданной точности обработки можно свести к задаче повышения точности обработки одновременно по всем показателям (размеру, относительным поворотам и геометрической форме); задаче повышения точности обработки по отдельным показателям.

В каждой задаче возникают проблемы сокращения погрешностей двух видов: систематических и случайных.

Управление процессом достижения точности обработки посредством различного рода коррегирующих устройств и систем активного контроля позволило повысить точность обработки деталей главным образом за счет сокращения влияния систематически действующих факторов и в первую очередь размерного износа. Это выдвинуло в качестве первоочередной задачи в решении проблемы повышения точности обработки задачу сокращения влияния случайных факторов и в первую очередь таких доминирующих факторов, как колебание припуска и твердости материала заготовки, изменение режущей способности инструмента.

Таким образом, дальнейшее увеличение точности обработки может быть достигнуто путем сокращения величины поля рассеяния, порождаемого совокупным действием случайных факторов. При этом чем большую точность требуется получить и чем больший удельный вес в поле рассеяния погрешности составляет величина поля рассеяния от случайных факторов, тем большее значение приобретает этот путь.

Рассмотрим способы управления упругими перемещениями системы СПИД, решающие задачи повышения точности обработки деталей.

Повышение точности размера в партии деталей. Чтобы повысить точность размера в партии деталей, необходимо обеспечить во время обработки постоянство величины замыкающего звена A_Δ, представляющего собой расстояние между технологической базой детали и режущими кромками инструмента.

Из равенства

$$A_\Delta = A_у + A_в + A_д.$$

следует, что для сохранения постоянства величины размера $A_Д$, когда отклонения $A_у$ и $A_с$ незначительны, следует компенсировать отклонения размера $A'_д$. Это может быть осуществлено путем внесения поправки в размеры статической или динамической настройки или одновременно в оба размера.

Для повышения точности размера в партии деталей необходимо компенсировать отклонения величины размера $A'_д$ от детали к детали. С этой целью разработаны следующие способы компенсации отклонений $A'_д$ в партии деталей.

1. Компенсация отклонения размера $A'_д$ путем внесения поправки в размер статической настройки. Измерение $A'_д$ осуществляется косвенным путем через измерение физической величины (обозначим ее μ), находящейся в функциональной зависимости с $A'_д$. В качестве величины μ могут выступать упругие перемещения (y_i) звеньев системы СПИД, сила резания (P) или ее составляющие (P_i), крутящий момент ($M_{кр}$), мощность (N), ток (I) и др. Во время обработки непрерывно измеряемая величина μ поступает в виде соответствующего сигнала в вычислительное устройство адаптивной системы, где на основе заложенной в вычислительном устройстве зависимости $A'_д = f(\mu)$ определяется величина $A'_д$, которая затем сравнивается с заданным значением $A'_{д_0}$ и при наличии отклонения $\Delta A_п$ система управления вносит поправку $\Delta A_с$ в размер статической настройки, равную $\Delta A_д$ и противоположную ей по знаку.

В качестве примера на рис. 8 введения показана блок-схема к токарно-винторезному станку 1А616 с адаптивной системой, предназначенной для компенсации колебаний упругого перемещения $A'_д$ путем изменения размера статической настройки для повышения точности диаметрального размера в партии деталей. Контроль за величиной упругого перемещения осуществляется посредством динамометрической резцедержки с индуктивным датчиком *1*. С датчика *1* электрический сигнал, пропорциональный упругому перемещению, вызванному действием вертикальной силы P_Z, через усилитель *2* поступает на сравнивающее устройство *3*, где он алгебраически суммируется с сигналом, поступающим от программного устройства *4*. Сигнал рассогласования поступает на обмотки электродвигателя *7* постоянного тока, заставляя вращаться ротор в ту или другую сторону. Вращение от ротора через редуктор *6* и зубчатую передачу перемещает верхние салазки *5* суппорта, установленные под углом 2°—5° к направляющим станины станка, благодаря чему удается вносить поправку в изменение размера статической настройки в радиальном направлении с точностью до микрометра. Чтобы величина поправки размера статической настройки была равна по величине отклонению упругого перемещения на детали, в САУ предусмотрен датчик обратной связи, выполненный в виде кулачка и кругового потенциометра (рис. 3.32). Профиль кулачка рассчитывается исходя из упругой характеристики ($\Delta D = f(P_Z)$) системы СПИД.

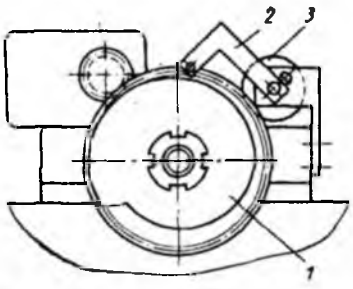


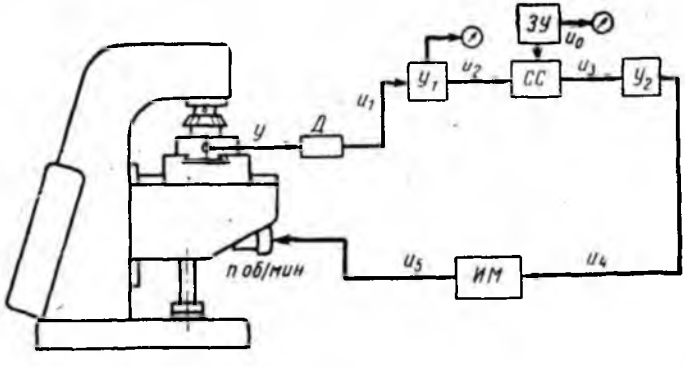
Рис. 3.32. Датчик обратной связи

Кулачок устанавливается на ходовом винте верхних салазок. При вращении винта от электродвигателя поворачивается кулачок *1* и через рычаг *2* изменяет сопротивление кругового потенциометра *3*. Изменение сопротивления потенциометра меняет величину электрического сигнала обратной связи, поступающего на сравнивающее устройство. Таким образом, поворот ходового винта производится до тех пор, пока сигнал обратной связи сравняется с сигналом рассогласования. Это означает, что верхние салазки переместились в радиальном направлении на величину отклонения упругого перемещения детали, но в противоположном направлении. Управление таким способом сокращает величину поля рассеяния размера в партии деталей на различных типах металлорежущих станков в среднем от 1,5 до 3 раз и выше.

2. Компенсация отклонения размера $A_п'$ путем внесения поправки в размер динамической настройки. Сущность этого способа заключается в стабилизации размера $A_д'$ путем косвенного измерения текущего значения $A_д'$ через измерение одной из величин y_i, P_i, $M_{кр}$, N, I, функционально связанной с $A_д'$, и сопоставления с заданным значением $A_{д_0}'$; при наличии отклонения $\Delta A_д'$ последнее устраняется путем внесения поправки в размер динамической настройки посредством изменения силы резания (P) или жесткости системы СПИД (j_c) или одновременно P и j_c.

На рис. 3.33 изображена блок-схема к вертикально-фрезерному станку 6П10, оснащенному системой управления упругими перемещениями путем изменения величины продольной подачи стола.

Рис. 3.33. Блок-схема САУ к вертикально-фрезерному станку 6П10



Динамометрический узел D во время обработки контролирует величину усилия на ходовом винте стола продольной подачи, преобразовывает измеренную величину в электрический сигнал u_1 и подает его в виде u_2 через усилитель Y_1 на сравнивающее устройство CC, где сигнал u_2 алгебраически суммируется с сигналом u_0, подаваемым с задающего устройства $ЗУ$, пропорциональным заданному усилию на винте. Сигнал рассогласования u_3 усиливается и поступает на исполнительный механизм $ИМ$, который изменяет величину продольной подачи стола до тех пор, пока сигнал рассогласования не достигнет допустимой величины. Результаты работы станка с САУ показывают, что величина поля рассеяния размера в партии деталей по сравнению с обычной обработкой уменьшается в 2—3 раза при одновременном сокращении машинного времени на 25—50%.

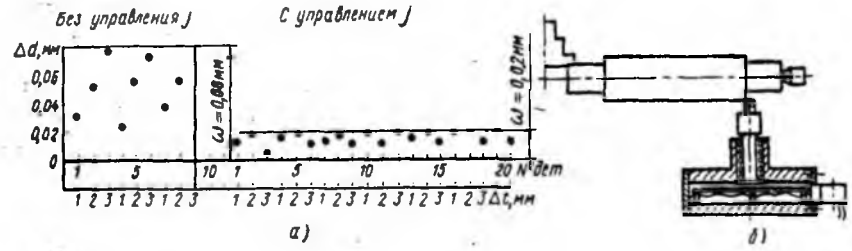
На рис. 2 введения в качестве еще одного примера приведены точечные диаграммы размеров деталей, обработанных на токарном гидрокопировальном станке 1722 с САУ и без САУ. Из диаграммы следует, что при работе с САУ величина поля рассеяния от действия случайных факторов уменьшилась в 2 раза.

Рассмотрим способ стабилизации $A_д^*$ внесением поправки в размер динамической настройки путем изменения жесткости системы СПИД. При стабилизации упругого перемещения путем изменения жесткости есть одна особенность. Чтобы работать в области наибольших значений жесткости системы СПИД, перед началом обработки жесткость регулируемого звена следует устанавливать по возможности близкой к ее максимальному значению. В этих условиях поддержание величины упругого перемещения будет осуществляться главным образом в результате изменения жесткости регулируемого звена в сторону меньших значений. С этой целью при стабилизации величины упругого перемещения задаваемая величина упругого перемещения должна выбираться близкой к наибольшей величине, возможной при обычной обработке.

На рис. 3.34, *а* показана точечная диаграмма отклонений диаметрального размера деталей, обработанных на токарно-винто-

Рис. 3.34. Обработка валиков на токарно-винторезном станке 1А62 с регулированием жесткости системы СПИД:

а — точечная диаграмма отклонений диаметрального размера валиков; *б* — схема обработки



резном станке 1А62 без управления и с управлением путем изменения жесткости системы СПИД за счет регулирования жесткости упругого элемента в суппорте. Сначала было обработано девять трехступенчатых валов ($l = 350$ мм с приведенным диаметром, равным примерно 45 мм) обычным способом с $s = 0{,}3$ мм/об, $t_{min} = 1$ мм, $n = 765$ об/мин резцом с твердосплавной пластинкой Т15К6 с углами $\varphi = 45°$, $\gamma = 5°$, $\alpha = 12°$. Жесткость суппорта равнялась 7000 кгс/мм. Перепады припуска Δt обрабатываемых ступеней показаны на точечной диаграмме. Обработку деталей в количестве 20 шт. с регулированием жесткости производили на тех же режимах, что и при обычной обработке. Сравнение точечных диаграмм, построенных по данным обычной обработки с регулированием жесткости, показало, что во втором случае при прочих равных условиях колебание диаметрального размера, вызванное отклонениями величины упругого перемещения системы СПИД, сократилось в 4 раза и не превышает 0,02 мм. К преимуществам этого способа относится возможность получения более высокой точности обработки за счет использования в качестве исполнительного механизма упругой системы СПИД, отличающейся высокой чувствительностью, а также одновременного увеличения производительности за счет повышения режимов обработки в тех случаях, когда при обычной обработке вынуждены уменьшать режимы резания для обеспечения заданной точности.

3. Комбинированный способ, включающий рассмотренные выше способы. Варианты комбинаций этих способов весьма разнообразны и определяются поставленной задачей и условиями обработки. Например, при большом колебании припуска заготовок внесение поправки изменением величины продольной подачи может привести к колебанию шероховатости обработанной поверхности, выходящему за пределы допуска. Чтобы избежать этого, надо ввести ограничение на диапазон изменения подачи, а оставшееся в результате этого нескомпенсированным отклонение упругого перемещения устранить путем внесения поправки в размер статической настройки.

Повышение точности относительных поворотов и геометрической формы поверхностей деталей. Разработаны три способа повышения точности относительных поворотов и геометрической формы детали.

1. *Компенсация отклонения величины упругого перемещения* $A'_д$. В задачу этого способа входит сокращение случайной составляющей погрешности относительных поворотов и геометрической формы.

Сущность способа рассмотрена выше. Этот способ обеспечивает, как уже отмечалось, стабилизацию размера динамической настройки в партии деталей равного заданной величине размера динамической настройки. В силу того, что жесткость системы СПИД в каждой точке обрабатываемой детали разная, то и абсолютная величина стабилизируемого размера $A'_{д_i}$ в каждой i-й

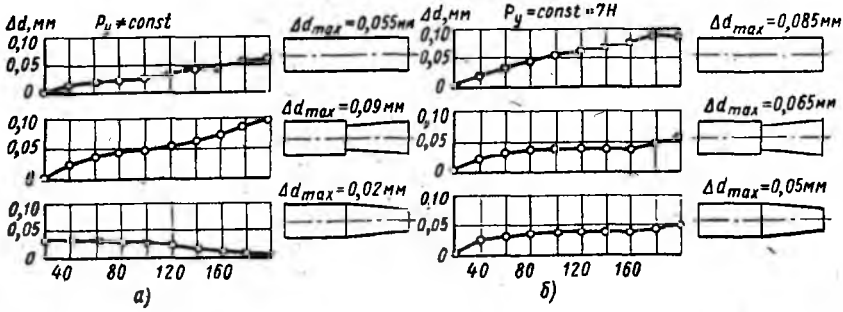


Рис. 3.35. Графики погрешностей геометрической формы в продольном сечении валов обработанных:

а — без управления; *б* — с поддержанием P_Y = const = 700 Н (70 кгс)

точке поверхности детали тоже будет разной. Стабилизация размера A_{Δ_i} в партии деталей, осуществляемой одним из рассмотренных выше способов, приводит к сокращению величины случайной составляющей погрешности геометрической формы детали. В качестве примера на рис. 3.35 приведены результаты обработки валов на токарном станке с САУ упругими перемещениями путем изменения величины продольной подачи. На рис. 3.37, *а* показаны графики погрешностей геометрической формы деталей, обработанных из заготовок с различным распределением величины припуска по длине прохода; поле рассеяния величины погрешности формы составило 0,07 мм, при этом характер погрешностей разный. На рис. 3.37, *б* показаны графики погрешности геометрической формы деталей, обработанных с поддержанием P_Y = = const = 700 Н (70 кгс). Как следует из графика, характер погрешности формы у всех деталей получился одинаковый, а величина поля рассеяния составила 0,035 мм, т. е. в 2 раза меньше. Разброс в 0,035 мм может быть еще уменьшен за счет повышения качества САУ.

Таким образом, после обработки деталей со стабилизацией величины упругого перемещения в партии на детали остается главным образом систематическая составляющая погрешностей относительных поворотов и геометрической формы.

Стабилизация величины упругого перемещения сокращает случайную составляющую погрешности геометрической формы и позволяет в ряде случаев использовать более эффективно известные способы сокращения систематической погрешности. Например, при токарной обработке, когда имеет место значительная разница жесткостей передней и задней бабок, на детали получается погрешность в виде конусности. Одним из способов сокращения этой погрешности является смещение задней бабки в сторону уменьшения радиуса детали на величину, равную половине разности диаметральных размеров, измеренных по краям обработанной поверхности детали.

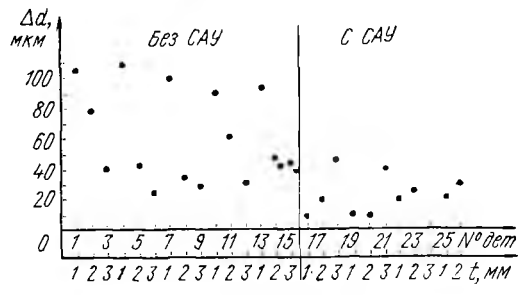


Рис. 3.36. Точечные диаграммы рассеяния конусности валиков, обработанных на токарном станке 1А616

В обычных условиях обработки, чтобы определить величину смещения детали, требуется обработать несколько деталей, так как величина конусности в партии деталей колеблется в результате действия случайных факторов и в первую очередь припуска и твердости материала заготовок. Попытка внести поправку в смещение задней бабки по результатам обработки первой детали не дает эффекта. В качестве примера на рис. 3.36 показаны две точечные диаграммы изменения величины конусности. Вторая диаграмма получена в результате обработки партии цилиндрических деталей с управлением упругими перемещениями и смещенной задней бабкой по результатам обработки одной детали, а первая построена по результатам обычной обработки со смещенной задней бабкой по измерениям конусности, полученной тоже после обработки одной детали наибольшего диаметра. Разброс величины конусности (Δd) в партии деталей, обработанных обычным способом, составил 110 мкм. Смещение задней бабки по полученной конусности на детали, обработанной из заготовки наибольшего диаметрального размера, привело к тому, что колебание величины конусности в условиях обычной обработки не изменилось, не изменялась и постоянная составляющая конусности, а лишь сместилось поле рассеяния величины конусности и поэтому стало другим направление конусности. В условиях же управления упругими перемещениями в 2 раза сократилось колебание конусности, а систематическая составляющая конусности уменьшилась до 10 мкм.

2. *Программное изменение величины упругого перемещения по длине прохода.* В задачу способа входит сокращение систематической составляющей погрешности относительных поворотов и геометрической формы детали. Сущность способа заключается в обработке одной детали с $A'_д = \text{const}$, определении погрешности ее формы и расчете программы изменения величины $A'_д$ или $A_с$ одним из способов, рассмотренных в разд. 3.2.

Остановимся на примере реализации этого способа при обработке валов на токарном станке, оснащенном системой автоматического управления жесткости системы СПИД по заданной программе. При управлении величиной упругого перемещения по программе необходимо рассчитать программу изменения жесткости регулируемого звена в функции координаты, определяющей

положение режущих кромок инструмента относительно технологических баз детали. В качестве исходных данных для расчета программы изменения жесткости регулируемого звена принимается погрешность геометрической формы в продольном сечении, полученная в результате обработки с $P_Y = \text{const}$, и первоначальная жесткость регулируемого звена. Причем, чтобы обработку вести с жесткостью системы СПИД в области наибольших значений, надо обработку первой детали с $P_Y = \text{const}$ производить при максимальной жесткости регулируемого звена.

Величина изменения упругого перемещения $\Delta A'_{д_i}$, необходимая для компенсации погрешности диаметрального размера детали в i-м сечении детали, определится по формуле

$$\Delta A'_{д_i} = \frac{D_{0_{max}} - D_{0_i}}{2}, \tag{3.67}$$

где $D_{0\,max}$ — максимальный диаметральный размер после обработки детали с $P_{Y\,max} = \text{const}$ (в расчет принимается только радиальная сила, так как она оказывает доминирующее влияние на $A'_д$ при обработке на станке 1А62 с резцом $\varphi = 45°$);

D_{0_i} — диаметральный размер i-го поперечного сечения после обработки с $P_{Y\,max} = \text{const}$ и j_{max}.

Требуемая величина жесткости системы СПИД в i-м поперечном сечении вала для получения соответствующей величины упругого перемещения определяется из формулы

$$j'_{c_i} = \frac{P_{Y\,max}}{A'_{д_i} + \Delta A'_{д_i}}, \tag{3.68}$$

где $A'_{д_i}$ — величина упругого перемещения системы СПИД в сечении после обработки с $P_{Y\,max} = \text{const}$.

Величина упругого перемещения $A'_{д_i}$ определится из формулы

$$A'_{д_i} = \frac{D_{н_i} - D_{в_i}}{2}, \tag{3.69}$$

где $D_{в_i}$ — диаметральный размер i-го сечения после выхаживания.

Напомним, что жесткость системы можно найти из равенства

$$\frac{1}{j_c} = \frac{1}{j_o} + \frac{1}{j_p}, \tag{3.70}$$

где j_p и j_o — жесткости соответственно регулируемого звена и остальных звеньев.

Подставив в уравнение (3.68) значение $A'_{д_i}$ и $\Delta A'_{д_i}$, получим формулу для определения требуемой жесткости системы СПИД в i-м поперечном сечении вала:

$$j'_{c_i} = \frac{2P_{Y\,max}}{D_{0\,max} - D_{в_i}}. \tag{3.71}$$

Если изменение жесткости системы СПИД осуществляется посредством регулирования жесткости одного звена, то необходимо рассчитать программу изменения его жесткости. Решив уравнение (3.70) относительно j_p, получим

$$j_p = \frac{j_o j_c}{j_o - j_c}. \tag{3.72}$$

Для i-го сечения требуемая жесткость j'_{p_i} регулируемого звена для обеспечения j'_{c_i} будет

$$j_{p_i} = \frac{j_{o_i} j'_{c_i}}{j_{o_i} - j'_{c_i}}. \tag{3.73}$$

В этой формуле два неизвестных — j_{o_i} и j_{p_i}. Определим j_{o_i}. Для этого решим уравнение (3.73) относительно i-го сечения:

$$j_{o_i} = \frac{j_{c_i} j_{p_i}}{j_{p_i} - j_{c_i}}, \tag{3.74}$$

где j_{c_i} — жесткость системы СПИД в i-м сечении детали при обработке с $P_{Y\,max} = \text{const}$;

j_{p_i} — жесткость регулируемого звена в i-м сечении детали при обработке с $P_{Y\,max} = \text{const}$.

Выше отмечалось, что обработка с $P_{Y\,max} = \text{const}$ должна производиться с максимальной жесткостью системы СПИД, следовательно, и с $j_{p\,max}$. Значение $j_{c\,max}$ определится из формулы

$$j_{c\,max} = \frac{2P_{Y\,max}}{D_{0_i} - D_{в_i}}. \tag{3.75}$$

Подставляя j_{c_i} и $j_{p\,max}$ в равенство (3.74), получим формулу для расчета

$$j_{o_i} = \frac{j_{p\,max}\left(\frac{2P_{Y\,max}}{D_{0_i} - D_{в_i}}\right)}{j_{p\,max} - \frac{2P_{Y\,max}}{D_{0_i} - D_{в_i}}}. \tag{3.76}$$

Автором была разработана система автоматического управления [36], предназначенная для программирования величины упругого перемещения по длине прохода посредством изменения жесткости системы СПИД для повышения точности геометрической формы в продольном сечении.

Блок-схема САУ (рис. 3.37) состоит из программного устройства *ПУ*, сравнивающего устройства *СУ*, усилителя *У* и исполнительного механизма *ИМ*. Исполнительный механизм *ИМ* выполнен в виде специального суппорта, подробное описание которого приведено в разд. 3.2. В этом суппорте резец упирается в упругий

элемент в виде балки, свободно лежащей на двух опорах. Последние представляют собой гайки с правой и левой резьбой. Для изменения жесткости системы СПИД электродвигатель вращает винт с правой и левой резьбой и таким образом меняет расстояние между гайками-опорами. В результате меняется жесткость упругого элемента. А поскольку упругий элемент включается в размерную цепь, замыкающим звеном которой является радиус обрабатываемой детали, то это сказывается на изменении величины упругого перемещения замыкающего звена.

Программное устройство (рис. 3.38) служит для изменения на длине прохода по заданной программе задающего сигнала. Оно содержит зубчатые передачи *2*, червячный редуктор *3*, кулачок-программоноситель *4*, толкатель *5*, потенциометр *6*. Червячное колесо редуктора приводится во вращение от ходового валика *1* через зубчатые передачи. Таким образом, угол поворота кулачка *4* находится в строгой зависимости от продольного перемещения суппорта, обеспечивая тем самым своевременность подачи сигнала с программного устройства при обработке соответствующего поперечного сечения детали. Толкатель *5*, выполненный в виде рейки, через вилку *7* поворачивает ось потенциометра *6*, в результате чего меняется сигнал на выходе программного устройства.

Величина пути, пройденного продольным суппортом за один оборот кулачка, зависит от передаточного числа зубчатых передач и червячного редуктора. Параметры кулачкового механизма подобраны таким образом, что точность изготовления радиуса-вектора лежит в пределах 0,2—0,3 мм. Это значительно упрощает изготовление кулачка.

Электросхема управления представляет собой следящую систему релейного типа. В процессе обработки в соответствии с заданной программой сигнал с программного устройства приводит во вращение вал электродвигателя, который через редуктор и преобразующий механизм меняет расстояние между опорами упругого элемента до тех пор, пока сигнал с потенциометра обратной связи, выполненного в виде реохорда с движком, закрепленным на одной из гаек, сравняется с сигналом программного устройства.

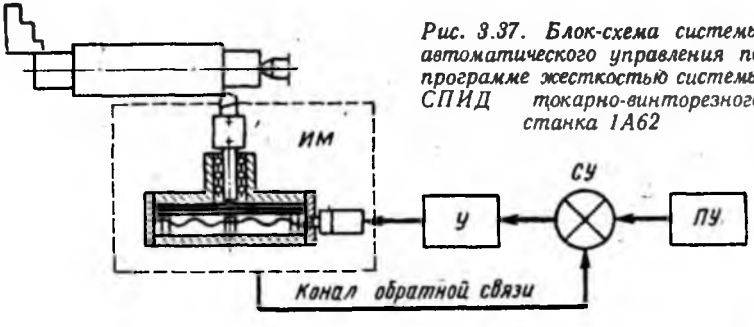


Рис. 3.37. Блок-схема системы автоматического управления по программе жесткостью системы СПИД токарно-винторезного станка 1А62

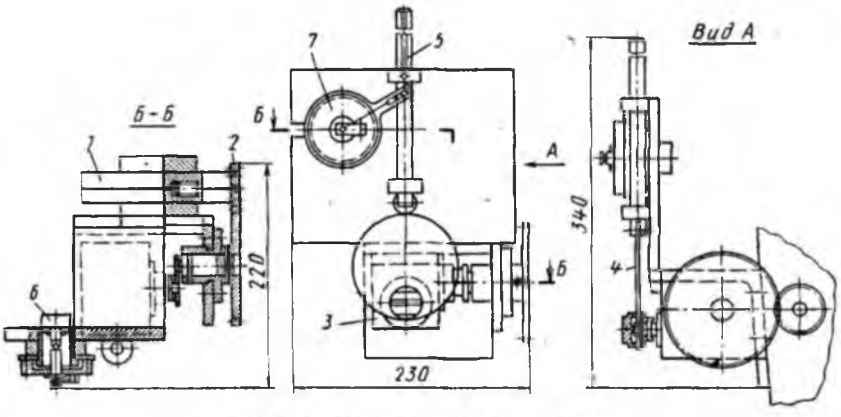


Рис. 3.38. Программное устройство

В соответствии с приведенной методикой была рассчитана программа изменения жесткости системы СПИД и обработана партия валов с программным изменением жесткости. На рис. 3.39 приведены графики погрешности геометрической формы в продольном сечении. Первая деталь обрабатывалась без изменения жесткости, а остальные детали с изменением жесткости по программе. Все детали обрабатывали с $t = 1$ мм, $v = 86$ м/мин, $s = 0{,}3$ мм/об резцом с твердосплавной пластинкой Т15К6 и углами $\varphi = 45°$, $\gamma = 5°$, $\alpha = 12°$ и $r = 1{,}5$ мм. Анализ графиков показывает, что у деталей, обработанных с изменением жесткости по программе, погрешность формы уменьшилась в 5 раз и не превысила 0,02 мм. Как показали эксперименты, применение этого типа системы на токарно-винторезном станке при обработке деталей с равномерным припуском надежно обеспечивает точность геометрической формы в продольном сечении за один проход в пределах 0,01—0,02 мм. При этом имеет место повышение производительности обработки за счет сокращения числа проходов и увеличения величины продольной подачи, которая при обычной обработке занижается, чтобы получить такую же точность.

Способ управления величиной упругого перемещения по программе наиболее эффективен в тех случаях, когда колебание припуска и твердости материала заготовок незначительно и не оказывает существенного значения на погрешность обработки.

3. *Стабилизация в партии деталей закона* изменения величины упругого перемещения по длине прохода. В задачу этого способа входит сокращение одновременно случайной и систематической составляющих погрешности относительных поворотов и геометрической формы. Рассматриваемый способ представляет собой по существу комбинацию первых двух. В первом способе во время обработки компенсируется отклонение $\Delta A'_д$ от детали к детали в i-й точке поверхности и постоянная погрешность размера $A'_д$

в каждой i-й точке получается разная из-за неравномерности жесткости системы СПИД. Рассматриваемый способ заключается в том, что по мере перемещения режущего инструмента вдоль детали величина $A_{д_i}$ поддерживается в соответствии с заданным законом.

Рассмотрим методику определения закона изменения величины упругого перемещения при внесении поправки в размер $A_д$ посредством изменения эквивалентной силы $P_э$. В качестве исходных данных для расчета программы изменения силы $P_э$ принимается систематическая погрешность формы детали (любой из партии), полученная в результате обработки детали с $P_э = \text{const}$. Ее определяют как отклонения ΔA_{Δ_i} размера детали по длине прохода. Величина отклонения i-го размера детали

$$\Delta A_{\Delta_i} = A_{\Delta_i} - A_\Delta,$$

где A_{Δ_i} — **текущий размер детали в i-м сечении;**

A_Δ — **заданный размер детали.**

Для компенсации отклонения ΔA_{Δ_i} требуется величину упругого перемещения на замыкающем звене изменять на величину $\Delta A_{д_i}$, равную по величине ΔA_{Δ_i}, но с обратным знаком. Внесение поправки в размер динамической настройки или его компенсации может осуществляться любым из способов, рассмотренных в разд. 3.2.

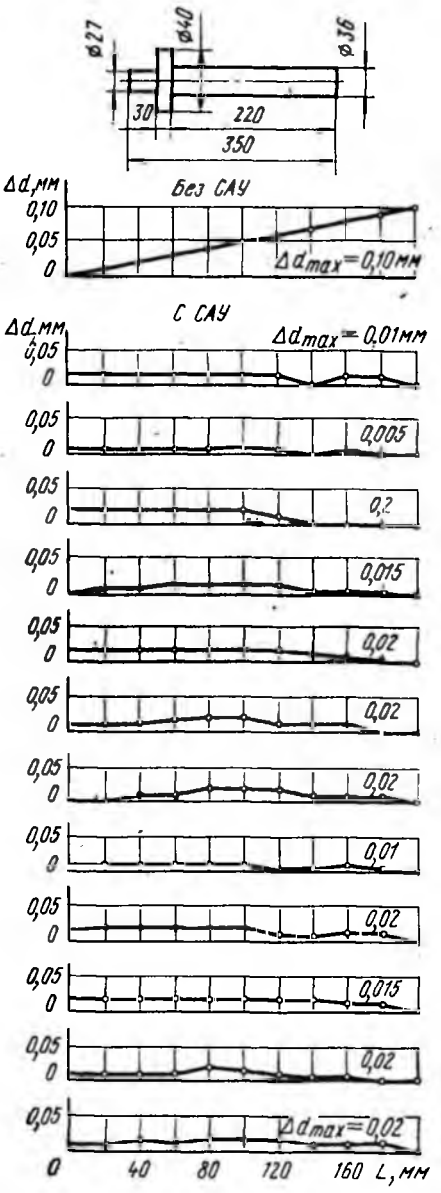


Рис. 3.39. Графики погрешностей геометрической формы валов в продольном сечении

Рассмотрим в качестве примера повышение точности геометрической формы валов в продольном сечении при обработке деталей на универсальном токарном станке 1А62, оснащенном САУ упругими перемещениями путем регулирования величины продольной подачи. Как было установлено экспериментальными исследованиями, при обработке на указанном станке резцом с главным углом в плане $\varphi = 45°$ между эквивалентной силой $P_э$ и радиальной составляющей P_Y силы резания существует пропорциональная зависимость. В связи с этим изменение величины упругого перемещения по программе осуществлялось посредством изменения силы P_Y. Для расчета программы сначала нужно обработать одну деталь с $P_Y = \text{const}$, причем для получения наивысшей производительности обработку первой детали следует производить с $P_{Y\,max} = \text{const}$, где величина $P_{Y max}$ выбирается из расчета прочности звеньев системы СПИД с проверкой по мощности привода станка. Чтобы эта деталь не попала в брак, у нее на второй проход оставляется припуск, равный 0,2—0,3 мм.

Поскольку обработка первой детали производится с $P_Y = P_{Y\,max} = \text{const}$, то при составлении программы изменения силы P_Y значения P_{Y_i} не должны превышать $P_{Y\,max}$. А это означает, что компенсация погрешности формы описываемым способом будет осуществляться за счет уменьшения величины упругих перемещений системы СПИД.

После обработки детали измеряют ее диаметральные размеры по длине через определенные промежутки. Чем точнее требуется получить геометрическую форму детали, тем меньше должны быть промежутки, через которые производят замеры размера детали.

Величина изменения упругого перемещения $\Delta A'_{д_i}$ системы СПИД в измеряемом поперечном сечении для компенсации отклонений диаметрального размера по длине детали

$$\Delta A'_{д_i} = \frac{D_{0i} - D_{0\min}}{2}, \qquad (3.77)$$

где D_{0i} — диаметральный размер i-го сечения после обработки с $P_{Y\,max} = \text{const}$;

$D_{0\,min}$ — минимальный диаметральный размер после обработки с $P_{Y\,max} = \text{const}$.

Величина силы P_{Y_i}, необходимая для компенсации погрешности диаметрального размера в i-м сечении детали:

$$P'_{Y_i} = P_{Y\,const} - \Delta P_{Y_i} = (A'_{д0_i} - \Delta A'_{д_i})\, j_i, \qquad (3.78)$$

где $A'_{д0_i}$ — величина упругих перемещений в i-м сечении при обработке с $P_{Y\,max} = \text{const}$;

ΔP_{Y_i} — дополнительное приращение силы P_Y для компенсации диаметральной погрешности в i-м сечении;

j_i — жесткость в i-м сечении.

Определение величин $A'_{д0_i}$ и j_i аналитическим путем весьма трудоемко, особенно если вал многоступенчатый, поэтому эти величины определяются экспериментально. После обработки детали с $P_{Y\,max} = \text{const}$ и ее измерения производят выхаживание и повторный обмер, а затем определяют значения $A'_{д0_i}$ и j_i:

$$A'_{д0_i} = \frac{D_{0_i} - D_{в_i}}{2}; \tag{3.79}$$

$$j_i = \frac{P_{Y\max}}{A'_{д_i}}, \tag{3.80}$$

где $D_{в_i}$ — диаметральный размер в i-м сечении после выхаживания.

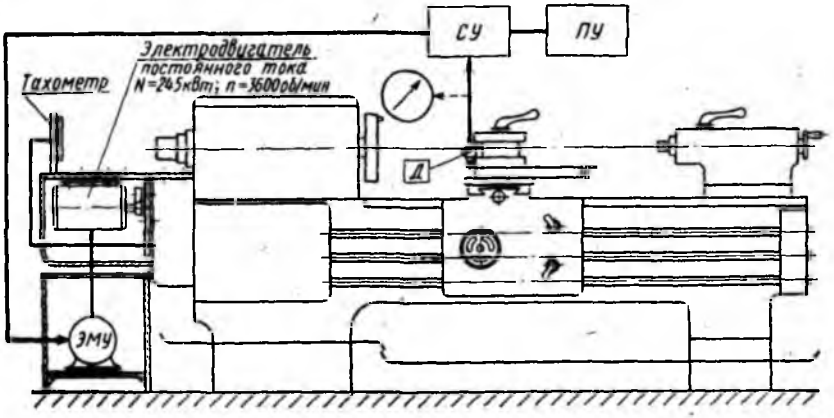
Из отношений (3.77)—(3.80) получаем формулу для расчета величины P'_{Y_i}:

$$P'_{Y_i} = P_{Y\,max}\frac{D_{0\min} - D_{в_i}}{D_{0_i} - D_{в_i}}. \tag{3.81}$$

Представленная на рис. 3.40 блок-схема САУ состоит из динамометрического устройства *Д*, выполненного в виде специального резцедержателя с индуктивным датчиком, программного устройства *ПУ*, сравнивающего устройства *СУ*, электромашинного усилителя *ЭМУ*, задатчика подачи врезания и исполнительного механизма в виде электродвигателя привода продольной подачи и зубчатых шестерен.

Программное управление величиной упругого перемещения по длине прохода осуществляется за счет обеспечения изменения по определенной программе величины радиальной составляющей P_Y силы резания путем регулирования величины продольной

Рис. 3.40. Блок-схема САУ к токарному станку 1А62



подачи. Описание программного устройства было приведено при рассмотрении системы управления упругими перемещениями по программе вдоль прохода путем изменения жесткости системы СПИД.

Исполнительный механизм, в задачу которого входит изменение величины продольной подачи суппорта, представляет собой электродвигатель постоянного тока ЭП-245 с $n = 3600$ об/мин и $N = 245$ Вт с параллельной обмоткой возбуждения, переделанной в независимую обмотку для улучшения качества регулирования частоты вращения. Электродвигатель закреплен на плите, установленной вместо крышки корпуса гитары, и передает вращение на входной вал гитары через зубчатую передачу с $i = 3$. При этом существующая в станке кинематическая связь между шпинделем и коробкой подач должна быть разорвана установкой трензеля в нейтральное положение.

При работе с новым приводом продольной подачи величина последней на оборот шпинделя

$$s = \frac{2{,}38 s_{ст} n_{в.г}}{n_{ш}},$$

где $s_{ст}$ — величина продольной подачи на оборот шпинделя по первоначальной кинематической схеме станка;

$n_{в.г}$ — частота вращения выходного вала гитары (измеряется тахометром, установленным на станке);

$n_{ш}$ — частота вращения шпинделя в минуту.

При необходимости восстановить первоначальную кинематическую схему станка (например, для нарезки резьбы) достаточно шестерню трензеля вывести из нейтрального положения и отключить питание электродвигателя постоянного тока. Таким образом, технологические возможности станка расширяются в связи с наличием бесступенчатого изменения величины продольной подачи.

При подходе резца к заготовке сила P_Y равна нулю, поэтому сигнал рассогласования, управляющий скоростью вращения ротора электродвигателя привода продольной подачи, будет максимальным, что приведет к увеличению продольной подачи до максимального значения и может вызвать поломку слабого звена в системе СПИД в момент врезания. Для этого случая в системе предусмотрен задатчик подачи врезания, который позволяет избежать поломки слабого звена системы СПИД во время врезания. Задатчик подачи врезания обеспечивает врезание на подаче, величина которой исключает возможность перегрузки системы СПИД, одновременно это благоприятно сказывается на переходном процессе регулирования.

В качестве примера на станке была обработана партия двухступенчатых валов общей длиной 450 мм с диаметрами 40 и 30 мм (обрабатывалась ступень малого диаметра длиной 200 мм); заготовка — горячекатаный пруток из стали 45. Первая деталь была обработана резцом из сплава Т15К6 с углами $\varphi = 45°$, $\gamma = 5°$,

$\alpha = 12°$ с режимами резания: $t = 1{,}5$ мм, $v = 96$ м/мин и силой $P_Y = 610$ Н (61 кгс).

По данным измерений и приведенной методике рассчитали программу $P_Y' = f(x)$, после чего обработали остальные заготовки. На рис. 3.41 представлены графики погрешности формы в продольном сечении первой детали (рис. 3.41, *а*), обработанной с $P_{Y\,max} = 610$ Н (61 кгс), и деталей, обработанных с изменением P_Y по программе. Как следует из графиков, точность геометрической формы повысилась при обработке с программным измерением величины упругого перемещения от 4,5 раз до 8. При этом способе одновременно повышается в 2—3 раза производительность обработки за счет сокращения числа проходов и уменьшения величины машинного времени.

Рассмотренные способы стабилизации закона изменения величины $A_д'$ повышают точности размера, относительных поворотов и геометрической формы деталей за счет сокращения влияния на точность не только случайных факторов, порождаемых случайным колебанием размера динамической настройки, но и совокупного действия систематических факторов.

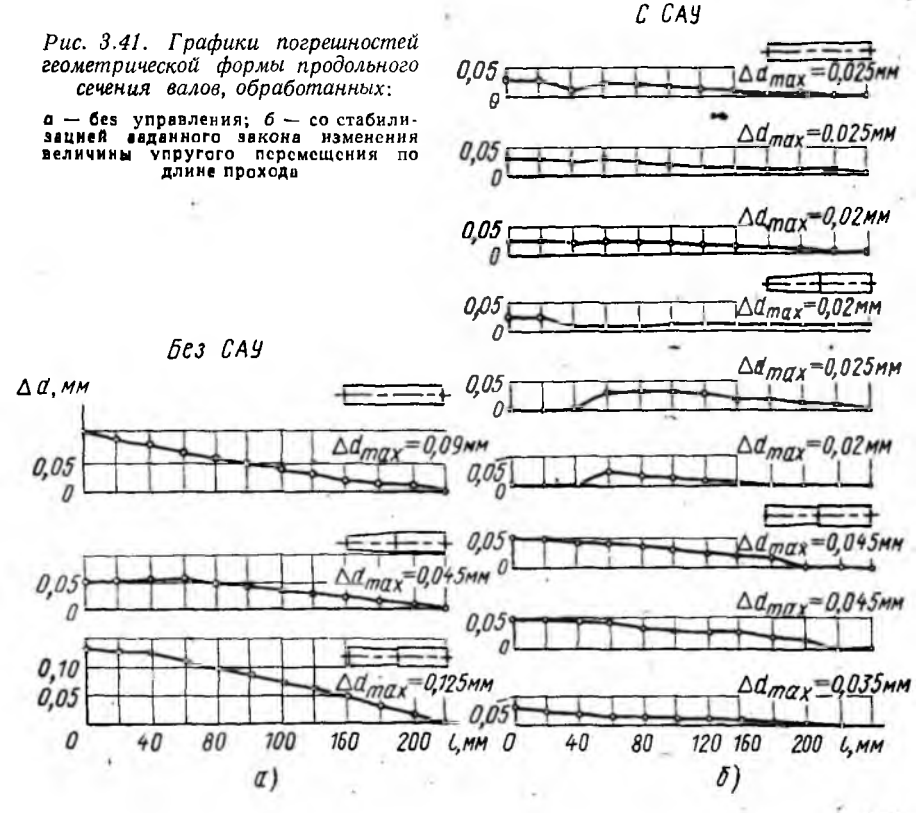


Рис. 3.41. Графики погрешностей геометрической формы продольного сечения валов, обработанных:

а — без управления; б — со стабилизацией заданного закона изменения величины упругого перемещения по длине прохода

Ограничением в сокращении влияния колебаний упругих перемещений на точность обработки является несовершенство средств автоматического управления, не позволяющее обеспечивать с нужной скоростью измерение отклонений $A'_д$ и внесение соответствующей поправки при высоких скоростях относительного движения обрабатываемой детали и режущего инструмента. Например, при токарной обработке деталей с высокими скоростями резания обычные САУ, применяемые на станках и работающие с быстродействием 10^{-1}, не обеспечивают активного управления погрешностью в поперечном сечении детали. Поэтому в настоящее время ведутся работы по разработке способов управления упругими перемещениями, обеспечивающие сокращение влияния упругих перемещений при высоких относительных скоростях обрабатываемой детали и режущего инструмента. В решении этой проблемы достигнуты определенные успехи. Так в разд. 3.2 рассмотрен способ внесения поправки в размер динамической настройки путем наложения на режущий инструмент высокочастотных колебаний соответствующей частоты и амплитуды. Этот способ обеспечивает быстродействие внесения поправки порядка 10^{-4} с.

Для повышения точности геометрической формы и относительного положения профиля поперечного сечения деталей типа тел вращения при токарной и расточной обработке был разработан новый способ компенсации колебания величины упругого перемещения, основанный на совмещении по определенным правилам двух проходов. В основу этого способа были положены результаты экспериментальных исследований. На рис. 3.42 показаны графики перемещений центра детали в течение оборота в зависимости от характера распределения припуска на заготовке и схемы ее базирования на станке.

Анализ результатов экспериментального исследования показал, что все разнообразие траекторий перемещений центра детали за оборот можно свести к трем типам: прямой, эллипсу и окружности. При этом в зависимости от условий постоянная величина смещения центра детали за оборот в одних случаях может быть соизмерима с величиной колебания упругого перемещения, за оборот в других случаях настолько малой величиной, что ею можно пренебречь.

Рассмотрим сущность способа сокращения влияния колебания величины упругого перемещения на точность обработки, когда, например, траектория перемещений центра детали в течение оборота является прямой. Допустим, что центр детали во время ее обработки в течение оборота совершает возвратно-поступательное движение по прямой OO_1, как показано на рис. 3.43. При обработке одним резцом (*1*) перемещение центра детали отразится на изменении радиуса обработанной детали в виде величины $\Delta R'$:

$$\Delta R' = R'_1 - R'_2,$$

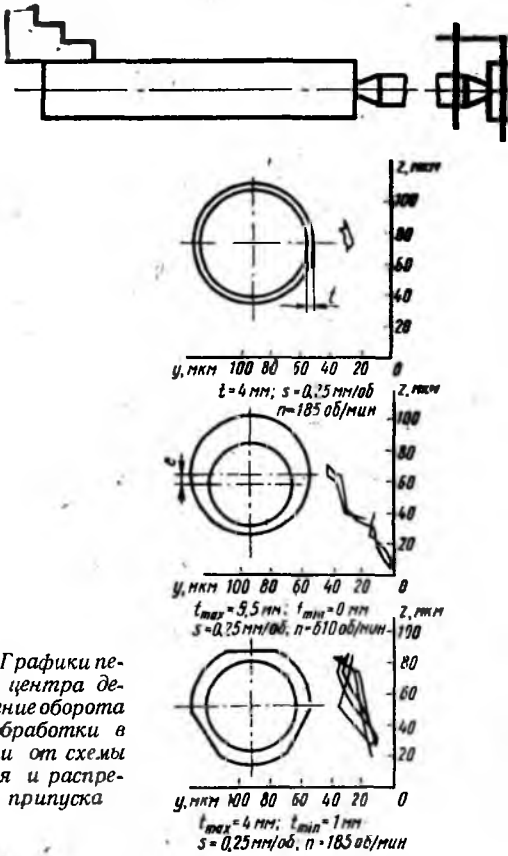
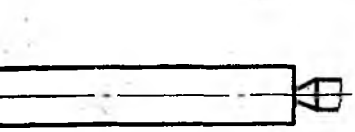
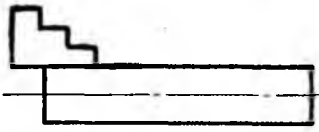
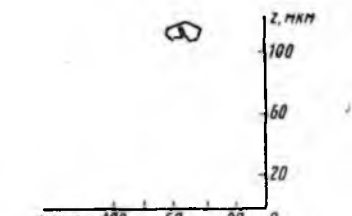


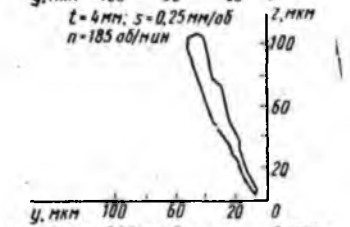
Рис. 3.42. Графики перемещений центра детали в течение оборота во время обработки в зависимости от схемы базирования и распределения припуска



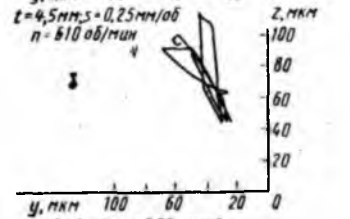




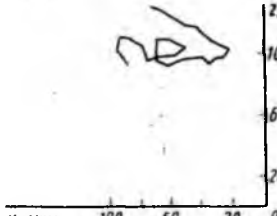
t = 4 мм; s = 0,25 мм/об
n = 185 об/мин



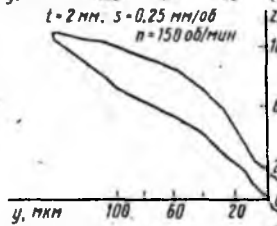
t = 4,5 мм; s = 0,25 мм/об
n = 610 об/мин



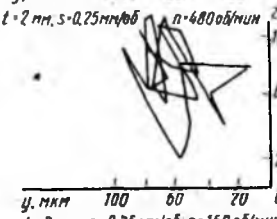
t = 4 мм; s = 0,25 мм/об
n = 185 об/мин



t = 2 мм; s = 0,25 мм/об
n = 150 об/мин



t = 2 мм; s = 0,25 мм/об
n = 480 об/мин



t = 2 мм; s = 0,25 мм/об; n = 150 об/мин

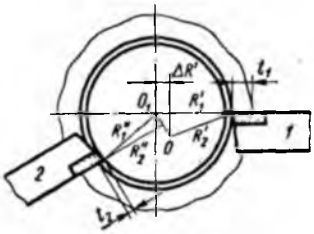


Рис. 3.43. Схема образования погрешности на детали при однорезцовой и двухрезцовой обработках

где R_1' — настроечный радиус;
R_2'' — радиус, который получается на детали в результате перемещения детали из точки O в точку O_1.

Если обработку вести одновременно двумя резцами и расположить второй резец так, чтобы линия, соединяющая его вершину с серединой отрезка OO_1, являлась перпендикуляром к отрезку OO_1, тогда влияние перемещения центра детали от силы резания первого резца на точность обработки вторым резцом резко сократится (если не принимать во внимание перемещения от его силы резания). Действительно, в этом случае разница радиусов $\Delta R''$, вызванная перемещением детали, будет равна

$$\Delta R'' = R_1'' - R_2'',$$

где R_1'' — настроечный радиус для второго резца;
R_2'' — радиус, который получается в результате обработки вторым резцом при перемещении точки O в точку O_1.

При этом $\Delta R'' < 0{,}1\Delta R'$. В этом и заключается сущность нового способа двухрезцовой обработки.

Для получения желаемого эффекта второй резец должен снимать небольшой припуск по величине, не превышающий 10% от величины припуска, снимаемого первым резцом, и должен находиться, по возможности, в области 0,1—0,2 мм. Это позволит свести до минимума упругие перемещения, обусловленные действием силы резания от второго резца.

Кроме того, второй резец должен устанавливаться на базе, независимой от первого резца. Это позволит практически исключить влияние силы резания первого резца на упругие перемещения второго резца. В этих условиях упругие перемещения звеньев суппортной группы первого резца вызовут лишь колебание глубины резания при обработке вторым резцом. Но поскольку амплитуда колебаний глубины резания, обусловленная упругими перемещениями первого резца и его суппортной группы, лежит в пределах 0,1 мм, влияние этих перемещений на точность обработки при нормальной жесткости второго суппорта ничтожно мало.

Все изложенное позволило предположить, что обработка таким способом позволит достичь точность, близкую к точности обработки после чистового прохода при раздельной двухпроходной обработке. Главным же достоинством этого способа является возможность повысить точность геометрической формы в поперечном сечении. При этом производительность обработки должна быть выше раздельной двухпроходной примерно в 2 раза, так как оба прохода совмещаются во времени.

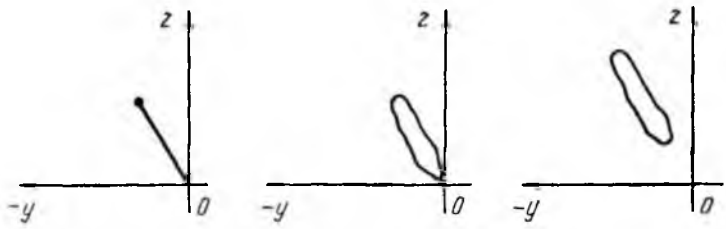


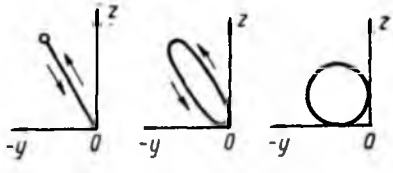
Рис. 3.44. Графики перемещений центра детали в течение оборота во время обработки

Во время обработки детали возможны три характерных перемещения центра детали: перемещение центра на постоянную величину от оборота к обороту (рис. 3.44), колебание центра детали за оборот и одновременное смещение на постоянную величину и колебание в течение оборота. Постоянное по величине смещение центра детали за оборот вызывает погрешность диаметрального размера. При правильном расположении второго резца, как уже указывалось, погрешность диаметрального размера составит примерно 10% от величины смещения центра детали. Если величина смещения изменяется по длине прохода, то будет изменяться и величина $\Delta R''$, что в итоге приведет к погрешности геометрической формы в продольном сечении, которая тоже составит примерно 10% от погрешности формы при обычной обработке.

Колебание центра детали за оборот, как было показано в разд. 1.2, порождает погрешность геометрической формы и смещение профиля детали относительно технологического центра. Обработка двухрезцовым способом позволит сократить колебание радиуса за оборот до величины, равной 0,1 от амплитуды колебания центра детали, и тем самым повысит точность детали в поперечном сечении. При одновременном смещении и колебании центра детали за оборот предложенный способ двухрезцовой обработки позволит резко сократить влияние перемещения центра на точность диаметрального размера, относительных поворотов и формы в продольном и поперечном сечениях.

Как уже указывалось, все разнообразие форм траекторий перемещения центра детали за оборот во время обработки можно свести к трем типам: прямая линия, эллипс и окружность (рис. 3.45). Если траектория перемещения центра детали — эллипс, то располагать второй резец нужно так, чтобы прямая, проходящая через вершину резца и середину большой оси, была перпендикулярна этой оси. При таком положении второго резца эффект по повышению точности будет примерно

Рис. 3.45. Характерные типы траекторий перемещения центра детали за оборот



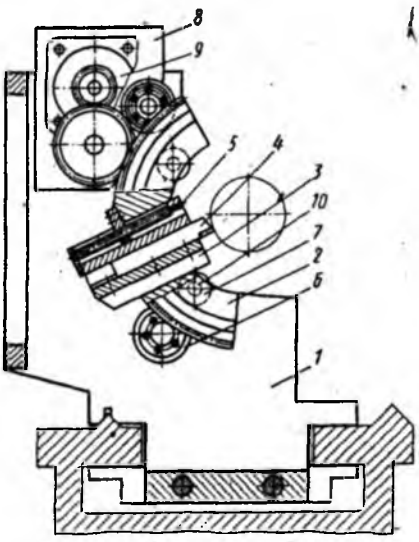
таким же, как в случае перемещения центра детали по прямой. Если траектория центра — окружность, то влияние перемещения центра детали на погрешность обработки такое же, как и при однорезцовой обработке. Для проверки полученных выводов о возможности повышения точности детали предложенным способом совмещенной двухпроходной обработки было проведено экспериментальное исследование.

Известны различные способы токарной обработки детали одновременно двумя резцами. Они отличаются друг от друга различной схемой базирования каждого из двух суппортов, относительными угловыми расположениями резцов в плоскости поперечного сечения детали, разным распределением припуска на каждый резец.

Как показал анализ известных способов двухрезцовой обработки, наивысшая точность обеспечивается при независимом базировании суппортов и подразделении резцов на резцы для чистовой и черновой обработки. Однако точность обработки и в этом случае значительно ниже по сравнению с раздельной двухпроходной обработкой из-за того, что перемещения ряда звеньев системы СПИД под действием силы резания чернового резца сказываются на точности обработки чистовым резцом.

Поэтому для экспериментального исследования предложенного способа повышения точности обработки к токарно-винторезному станку 1А62 был спроектирован экспериментальный образец суппорта для крепления второго резца, который состоял (рис. 3.46) из корпуса *1*, поворотного сектора *2*, пиноли *3* с резцом *4*, винта *5*, двух пар направляющих роликов *6*, двух пар прижимных роликов *7*, редуктора *18*, двигателя *9*, эксцентриковых осей *10*. С помощью двигателя *9*, поворачивая сектор *2* вокруг оси, совпадающей с осью вращения шпинделя, резец *4* устанавливается в угловое положение, при котором линия, проведенная через его вершину и центр вращения шпинделя, окажется перпендикулярной направлению упругих перемещений центра обрабатываемого сечения детали.

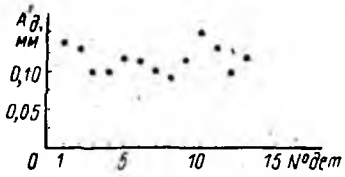
Рис. 3.46. Суппорт для установки второго резца

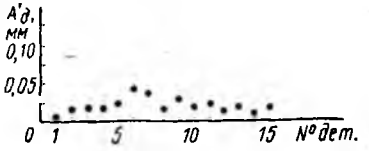


Суппорт устанавливали на направляющие задней бабки, благодаря чему практически исключалось влияние упругих перемещений основного суппорта на точность обработки

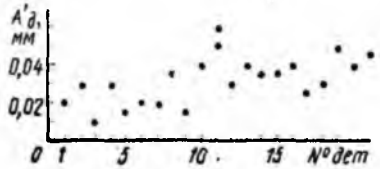
Обработка одним резцом	Обработка двумя резцами

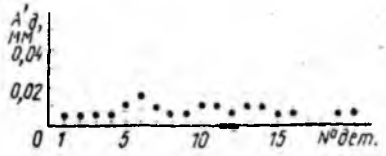
Величина упругого перемещения при обработке заготовки с равномерным припуском резцом с $\varphi = 45°$ и режимами: $t = 2$ мм; $s = 0{,}3$ мм/об; $v = 80$ м/мин





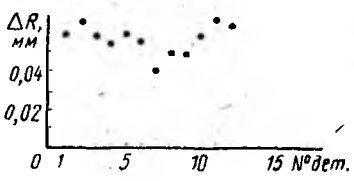
Колебание величины упругого перемещения при обработке заготовки со ступенчатым припуском резцом с $\varphi = 45°$ и режимами: $\Delta t_1 = 1$ мм; $\Delta t_2 = 2$ мм; $s = 0{,}3$ мм/об; $v = 80$ м/мин, где $\Delta t = t_{max} - t_{min}$

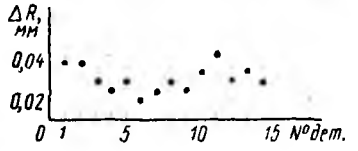




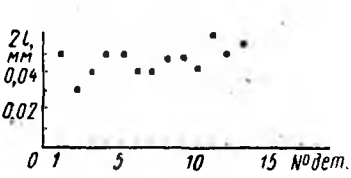
Колебание радиуса детали в поперечном сечении после обработки грани заготовки резцом с $\varphi = 45°$ и режимами: $t_н = 2$ мм; $s = 0{,}3$ мм/об; $v = 80$ м/мин

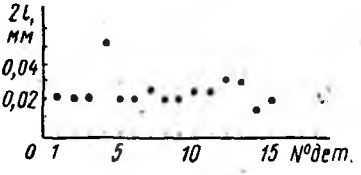






Биение детали после обработки заготовок с эксцентричным распределением припуска резцом с $\varphi = 45°$ и режимами: $t_н = 3$ мм; $s = 0{,}3$ мм/об; $v = 80$ м/мин; $e_{заг} = 1 \div 1{,}5$ мм



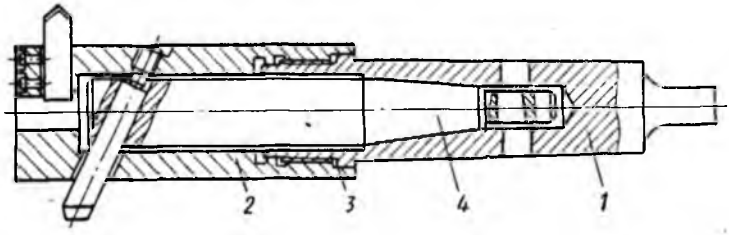


вторым резцом. Второй резец устанавливали по оси детали с отставанием от вершины первого резца на величину подачи с тем, чтобы второй резец резал после первого. Варьируя величинами отставания, глубиной резания и радиусом закругления второго резца, можно повысить чистоту обработанной поверхности.

Проведенные эксперименты, результаты которых приведены в табл. 3.4, подтвердили возможность повышения точности обработки детали в поперечном сечении предложенным способом. Следует отметить, что при совмещенной двухпроходной обработке по предложенному способу точность обработки повышается одновременно по всем показателям, при одновременном увеличении производительности обработки за счет совмещения во времени двух проходов. Особо важное значение приобретает этот способ в тех случаях, когда высокие требования предъявляются к качеству поверхностного слоя, в результате чего приходится вводить дополнительный проход. В этих условиях применение предложенного способа автоматически решает и задачу обеспечения заданного качества поверхностного слоя.

Предложенный способ был реализован и для обработки отверстий консольной расточной оправкой. На рис. 3.47 показана расточная оправка, предназначенная для растачивания отверстий диаметром 80 мм и длиной не свыше 180 мм. На хвостовик *1* оправки навинчен стакан *2*, центрирующийся по двум цилиндрическим пояскам (хвостовик и стакан выполнены раздельными по технологическим соображениям, поскольку иначе затруднено изготовление посадочного конического отверстия в хвостовике). Между торцами хвостовика и стакана установлено компенсационное кольцо *3*, при помощи которого достигается требуемое угловое положение стакана *2* относительно стержня. *4*. В коническое отверстие хвостовика *1* вставлен стержень *4*, на котором закреплен второй резец. В стакане *2* предусмотрено отверстие для прохода второго резца. Испытания оправки при обработке литой чугунной детали, когда первый резец работал с режимами резания $t = 4$ мм, $s = 0{,}2$ мм/об, $v = 45$ м/мин, а второй резец с режимами $t = 1$ мм, $s = 0{,}2$ мм/об, $v = 45$ м/мин, показали, что диаметральный размер обработанного отверстия колеблется в пределах 0,01 мм.

Рис. 3.47. Расточная двухрезцовая оправка



3.4. ПОВЫШЕНИЕ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ ПУТЕМ УПРАВЛЕНИЯ УПРУГИМИ ПЕРЕМЕЩЕНИЯМИ СИСТЕМЫ СПИД

В результате применения систем адаптивного управления на различных металлорежущих станках обеспечивается возможность одновременного повышения как точности, так и производительности обработки. Повысить производительность можно прямым и косвенным путем на различных этапах и аспектах технологического процесса. Рассмотрим этот вопрос подробнее.

Увеличение точности как средство повышения производительности на последующих операциях. Увеличение точности путем применения САУ позволяет повысить производительность путем сокращения числа проходов и операций на последующих стадиях технологического процесса. Требуемая точность детали достигается в результате последовательных уточнений ε_1, ε_2, . . ., ε_n, получаемых на n операциях механической обработки:

$$\varepsilon = \prod_{i=1}^{i=n} \varepsilon_i.$$

Повышение точности на определенной операции k означает увеличение коэффициента уточнения ε_k' по сравнению с коэффициентом ε_k, получаемым при обычной обработке, $\varepsilon_k' > \varepsilon_k$. Это позволяет получить требуемое уточнение ε по рассматриваемому показателю точности детали с меньшим числом проходов или операций $\varepsilon = \prod_{i=1}^{i=m} \varepsilon_i$ где $m < n$.

Так, например, в результате применения на автоматической линии, предназначенной для обработки валиков ротора генератора (L = 378 мм, диаметр 20—50 мм, материал—сталь 20), систем адаптивного управления, обеспечивающих стабилизацию $A_д$ путем регулирования подачи s, требуемая точность детали была получена с одного прохода вместо двух, предусмотренных наладкой. Таким образом, на двух первых токарно-копировальных станках, оснащенных САУ, стала осуществляться полная токарная обработка валиков. В результате представилась возможность сократить количество гидрокопировальных станков линии в 2 раза (с четырех до двух). При этом на 30% сократилась производственная площадь автоматической линии и повысилась надежность ее работы.

Увеличение точности механической обработки, обеспечиваемое в результате применения САУ, позволяет повысить производительность на последующих операциях. При этом производительность повышается как на операциях механической обработки, так и на операциях сборки изделия.

Рассмотрим конкретный пример повышения производительности, получаемого путем сокращения основного технологического

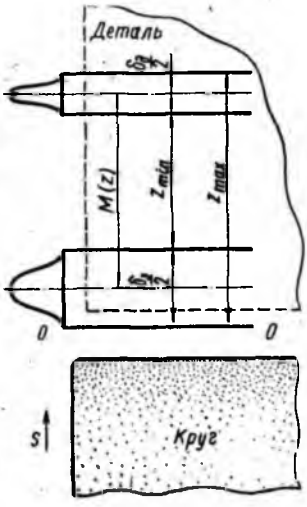


Рис. 3.48. Схема связи допусков и припуска при врезном шлифовании

времени на финишной операции шлифования шеек ступенчатого вала. На круглошлифовальный станок, обеспечивающий шлифование шеек по методу врезания вал поступает после токарной обработки. Для определения пути, проходимого кругом с рабочей подачей s в процессе врезного шлифования, рассмотрим схему расположения полей допусков, представленную на рис. 3.48.

При распределении точности размеров деталей, получаемых на токарной и шлифовальной операции по нормальному закону, математическое ожидание $M(z)$ припуска, снимаемого в процессе шлифования, соответствует его среднему значению $z_{ср}$:

$$M(z) = z_{ср} = z_{min} + \frac{\delta_э + \delta_д}{4}, \quad (3.82)$$

где z_{min} — наименьшее значение припуска, снимаемого в процессе шлифования;

$\delta_э$ — допуск на диаметральный размер детали, получаемый после токарной обработки;

$\delta_д$ — допуск на диаметральный размер, получаемый после шлифования.

В тех случаях, когда переключение с быстрого подвода на рабочую подачу производится непосредственно в момент касания детали кругом, длина пути, проходимого кругом с рабочей подачей, равна фактической величине припуска. Следовательно, математическое ожидание пути $M(L)$, проходимого кругом на рабочей подачи, в этом случае равно $M(z)$:

$$M(L) = M(z) = z_{min} + \frac{\delta_э + \delta_д}{4}. \quad (3.83)$$

Если на станке, работающем в полуавтоматическом цикле, отсутствуют устройства, фиксирующие момент касания детали круга, то для исключения перегрузок переключение на рабочую подачу производится по линии OO, соответствующей заготовке с наибольшей величиной припуска z_{max}. Длина $M(L')$, проходимого кругом на рабочей подаче, в этом случае равна

$$M(L') = M(z) + \frac{\delta_э}{4} = \frac{2z_{min} + \delta_э + 0{,}5\delta_д}{2}. \quad (3.84)$$

Среднее основное технологическое время T_o, затрачиваемое на шлифование деталей в партии (математическое ожидание):

$$T_o = \frac{M(L)}{s}. \tag{3.85}$$

Подставив в формулу (3.85) значения $M(L')$, получим

$$T_o = \frac{2z_{min} + \delta_з + 0{,}5\delta_д}{2s}. \tag{3.86}$$

Анализ выражения (3.86) показывает, что продолжительность основного технологического времени на операции шлифования деталей пропорциональна допуску $\delta_з$ на диаметральный размер, получаемый после токарной обработки. Следовательно, уменьшение допуска на токарной операции до $\delta_з' < \delta_з$, получаемое как следствие повышения точности в результате использования САУ, позволяет уменьшить основное технологическое время на шлифовальной операции. Относительное сокращение основного технологического времени в %, характеризующее повышение производительности финишной шлифовальной операции, можно определить по формуле

$$Q = \frac{T_o - T_o'}{T_o} 100, \tag{3.87}$$

где T_o — среднее основное технологическое время шлифования деталей, полученных после обычной токарной обработки;

T_o' — среднее основное технологическое время шлифования более точных деталей, полученных после токарной обработки на станках, оснащенных САУ.

Подставив в выражение (3.87) значения основного технологического времени и преобразовав его, получим

$$Q = \frac{\delta_з - \delta_з'}{2z_{min} + \delta_з + 0{,}5\delta_д} 100, \tag{3.88}$$

где $\delta_з'$ — уменьшенный допуск диаметральных размеров деталей на токарной обработке с использованием САУ.

Расчеты показывают, что если в результате применения САУ точность диаметральных размеров на токарной операции повышается в 2 раза и $\delta_з' = 0{,}1$ мм по сравнению с $\delta_з = 0{,}2$ мм, то это позволяет уменьшить основное технологическое время на операции шлифования (при $z_{min} = 0{,}15$ мм и $\delta_д = 0{,}02$ мм) почти на 20%.

Повышение точности токарной обработки позволяет также уменьшить минимальное значение припуска z_{min} на шлифовальной операции. Получаемое в результате этого дополнительно отно-

сительное сокращение основного технологического времени на операции шлифования можно определить по формуле

$$Q = \frac{(\delta_з - \delta_з') + 2(z_{min} - z'_{min})}{2z_{min} + \delta_з + 0{,}5\delta_д} 100, \qquad (3.89)$$

где z'_{min} — уменьшенное значение минимального припуска на шлифовальной операции.

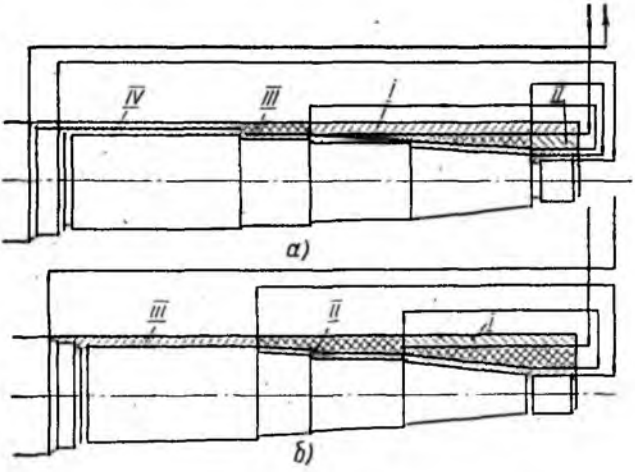
Если в рассмотренном выше числовом примере дополнительно принять $z'_{min} = 0{,}10$, то уменьшение основного технологического времени на финишной шлифовальной операции составит в целом 39,3%, что приводит к значительному повышению производительности.

В качестве примера на рис. 3.49 представлены две схемы токарной обработки вала на гидрокопировальном полуавтомате 1Б732. При обычной обработке вал (материал—сталь 45, длина $L = 700$ мм и наибольший диаметр равен 95 мм) обтачивается за четыре прохода (рис. 3.51, *а*). Первые два прохода производятся по упору, а последние два — соответственно по копиру черновой и чистовой обработки.

В результате применения на станке адаптивной системы, обеспечивающей стабилизацию размера $A_д$ путем регулирования подачи, тот же вал обрабатывается с требуемой точностью в три прохода вместо четырех (рис. 3.51, *б*). Это позволило повысить производительность токарной операции, сократив время цикла с 6,47 мин при обычной обработке до 4,5 мин при использовании САУ.

Обработка на оптимальных режимах резания каждой детали и каждой из ее поверхностей. Применение адаптивных си-

Рис. 3.49. Схема токарной обработки вала:
а — без системы; б — с использованием адаптивной системы



стем управления обеспечивает возможность повышения производительности путем сокращения основного технологического времени за счет обработки деталей с более высокими режимами резания. В обычной обработке величина продольной подачи, устанавливаемая исходя из наибольшего припуска или твердости детали, остается все время постоянной, хотя на участках с меньшим припуском или твердостью ее можно было бы поднять.

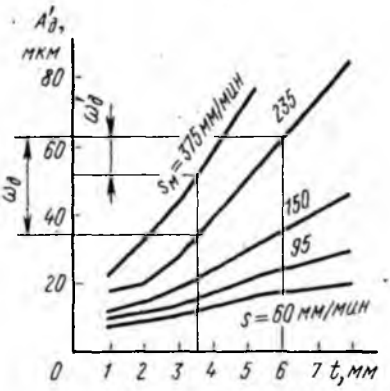


Рис. 3.50. График зависимости размера динамической настройки универсально-фрезерного станка 6Н82 от глубины резания t и подачи s

При обработке с использованием САУ величина продольной подачи автоматически возрастает на участках с меньшим припуском и твердостью или автоматически уменьшается при наличии перегрузок, обеспечивая таким образом достижение требуемой или более высокой точности с большей производительностью.

На рис. 3.50 для примера представлен график зависимости размера динамической настройки системы СПИД универсально-фрезерного станка от глубины резания и подачи $A'_д = f(t, s)$. Из графика видно, что если при обычной обработке с постоянной подачей $s_м$ = 235 мм/мин погрешность динамической настройки, обусловленная колебанием глубины резания в партии деталей от 3,5 до 6 мм, составляет $\omega_д$ = 0,030 мм, то при использовании САУ $\omega_д$ = 0,01 мм. При этом в процессе фрезерования деталей с адаптивной системой величина продольной подачи изменяется в диапазоне от 235 до 375 мм/мин, т. е. в среднем поддерживается на 30% выше, чем при обычной обработке. В результате основное технологическое время уменьшается, а производительность данной операции увеличивается.

Существенное повышение производительности обеспечивается при использовании систем адаптивного управления на станках для глубокого сверления отверстий. Глубокое сверление отверстий особенно малого диаметра D = 1,5÷6 мм является сложной трудоемкой операцией с низкой производительностью. При углублении инструмента на длину более $5D$, где D — диаметр сверла, условия резания значительно ухудшаются. В результате плохого поступления смазывающе-охлаждающей жидкости и недостаточного теплоотвода температура в зоне резания возрастает, вызывая интенсивный износ сверла и увеличение момента резания. Крутящий момент на сверле $M_{кр}$ определяется как сумма момента резания $M_р$ и момента трения $M_{тр}$. Характер изменения крутящего момента и осевой силы $P_о$ в процессе одного заглубления показан

на рис. 3.51 (сверление отверстия ⌀ 12 мм, $v = 15{,}2$ м/мин, $s = 0{,}11$ мм/об, материал—сталь 45).

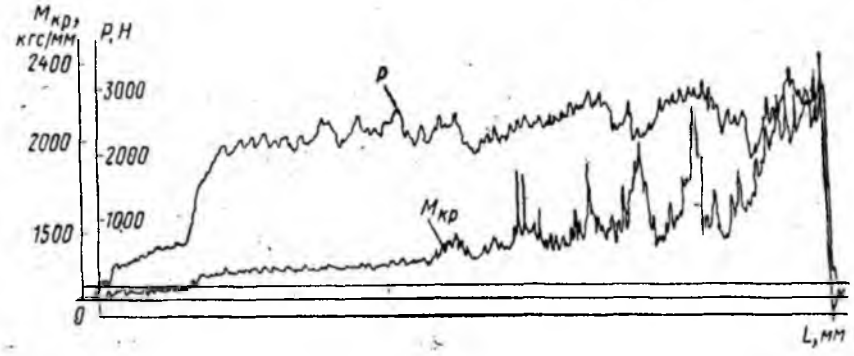
По мере заглубления сверла увеличивается длина контакта инструмента и детали, усиливается трение стружки о стенки отверстия и канавок сверла, ухудшаются условия отвода стружки. Все это приводит к возрастанию момента трения.

В конце углубления, когда условия резания и условия отвода стружки особенно неблагоприятны, крутящий момент интенсивно растет. При этом «пиковое» возрастание крутящего момента несколько опережает возрастание осевой силы. Для исключения поломки инструмента необходимо осуществлять вывод сверла из отверстия, не допуская увеличения крутящего момента выше критического значения. Особенно сильно момент трения возрастает вследствие увода сверла и искривления его оси. В результате в определенный момент углубления сверла может возникнуть «пакетирование», уплотнение, стружки в канавках сверла, а иногда и сваривание стружки с деталью. Крутящий момент при этом резко возрастет, вызывая поломку сверла.

При обычной обработке глубокое сверление происходит с постоянной подачей и скоростью по жесткому циклу с периодическими выводами сверла из отверстия. Величина каждого углубления по всей длине отверстия остается постоянной, равной (0,7 — 1) D сверла. Таким образом, при обычной обработке вывод инструмента производится без учета фактически действующей на сверло нагрузки. Поэтому возникающие в отдельные моменты времени перегрузки, обусловленные колебанием твердости детали, затуплением инструмента, изменением условий резания при различных углублениях, способствует интенсивному износу, уводу и поломке свёрл.

При наличии адаптивной системы производится непрерывное измерение крутящего момента и регулирование величины подачи для его стабилизации. Вследствие возрастания момента от сил

Рис. 3.51. Осциллограмма изменения крутящего момента $M_{кр}$ и осевой силы P по мере углубления сверла

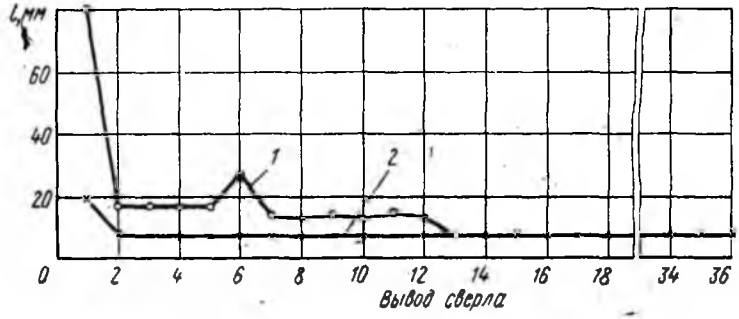


трения величина подачи по мере углубления систематически уменьшается и при достижении заданного минимального значения s_{min} дается команда на вывод инструмента из отверстия. В результате в процессе сверления практически исключается возможность случайной перегрузки сверла и обеспечивается поддержание оптимального значения продольной подачи.

Повышение производительности при использовании САУ на станках для глубокого сверления происходит как за счет сокращения продолжительности цикла сверления, так и в результате повышения стойкости сверл и уменьшения числа их поломок. Рассмотрим в качестве примера сверления отверстий $D = 2{,}2$ мм на глубину $L = 44$ мм в заготовках из материала сталь 12ХН3А. При обработке этих деталей на малой агрегатной головке по обычному жесткому циклу ($s = 0{,}02$ мм/об, $v = 19{,}3$ м/мин, величина углубления $l = 2$ мм) продолжительность цикла сверления одного отверстия составляет 98,2 с. В результате использования на этом станке адаптивной системы, обеспечивающей регулирование подачи, продолжительность цикла сверления отверстия уменьшается в среднем до 56 с. При этом в процессе сверления величина подачи менялась в диапазоне $s = 0{,}042 \div 0{,}025$ мм/об, обеспечивая постоянство заданного крутящего момента $M_{кр} = 30$ кгс·мм. Если при обычной обработке с постоянной величиной углубления 2 мм число выводов инструмента равно 22, то при использовании системы средняя величина углубления равна $l_{ср} = 3{,}4$ мм, а число выводов составляет 12—15.

На рис. 3.52 приведен график величины углублений инструмента на различных участках сверления отверстия диаметром 10 мм в заготовке из стали 45. График наглядно показывает, что адаптивная система поддерживает оптимальный режим сверления на протяжении всей длины отверстий. В начале сверления, когда условия резания лучше, величина углубления $(7 — 4)\,D$, а на последних участках, когда условия отвода стружки значительно хуже, величина углубления составляет $(1{,}5—0{,}7)\,D$.

Рис. 3.52. График величины углубления на различных участках сверления:
1 — сверление с САУ, $s = 0{,}16 \div 0{,}090$ мм/об; 2 — сверление без САУ, $s = 0{,}093$ мм/об



Увеличение производительности за счет увеличения размерной стойкости инструмента. Одним из существенных факторов, обеспечивающих повышение производительности обработки при использовании на станках систем адаптивного управления, является повышение размерной стойкости режущего инструмента и сокращение его поломок. В условиях обычной обработки с постоянной подачей и скоростью колебания глубины резания и физико-механических свойств обрабатываемого материала вызывают значительные изменения вектора силы резания. В результате режущая часть инструмента воспринимает значительные по величине ударные и знакопеременные нагрузки, вызывающие интенсивный износ, выкрашивание и поломку инструмента. Колебания нагрузки, как правило, носят случайный характер, поэтому учесть их в условиях обычной обработки, для повышения стойкости инструмента, практически не представляется возможным. При использовании на станках адаптивных систем, обеспечивающих регулирование продольной подачи s, обработка деталей происходит в постоянном силовом режиме.

Величина продольной подачи автоматически уменьшается при увеличении глубины резания или твердости материала, исключая возможность случайной перегрузки и поломки инструмента. Изменяя величину уставки системы, можно задавать определенную величину размера динамической настройки, а следовательно, и величину нагрузки, действующей на режущий инструмент. В результате этого существенно уменьшается интенсивность износа режущего инструмента, увеличивается размерная стойкость, сокращаются поломки, обусловленные сколами и выкрашиванием. Практика работы на токарных, фрезерных, сверлильных и других станках, оснащенных адаптивными системами, показывает, что в результате использования САУ стойкость режущего инструмента увеличивается в 1,5—2 раза. Так, например, если при обычной обработке на гидрокопировальных станках автоматической линии одним резцом с твердосплавной пластиной обрабатывают 350—460 штампованных валиков, то при использовании адаптивной системы одним резцом обрабатывают 600 валиков. В результате время простоя оборудования, необходимое для замены инструмента и поднастройки системы СПИД, существенно сокращается, а производительность обработки повышается.

Повышение производительности, получаемое в результате сокращения расходов на инструмент и увеличения его размерной стойкости, имеет особенно важное значение в условиях крупносерийного и массового производства при обработке деталей на автоматических линиях и станках, работающих в автоматическом и полуавтоматическом цикле.

Сокращение вспомогательного времени при обработке ступенчатых поверхностей на универсальных станках. Рассмотренные вопросы повышения точности и производительности механической обработки при использовании адаптивных систем полностью

относятся и к универсальным металлорежущим станкам. Применение адаптивных систем на универсальных станках позволяет дополнительно повысить производительность обработки за счет сокращения вспомогательного времени, затрачиваемого на настройку станка при переходе на обработку каждой новой ступени или детали. Известно, что в общем балансе времени, определяющем трудоемкость операции на универсальных станках, затраты вспомогательного времени на настройку станка методом пробных проходов достаточно велики. Приступая к настройке на универсальном токарном станке, рабочий не знает ни величину размера $A_д$, ни положения режущей кромки относительно линии центров. На основании замера заготовки рабочий выводит резец на размер A_{c1}, исключая возможность выхода детали в брак. После первой пробной проточки замеряется полученный размер $A_{Δ_1}$ и на основании разницы между требуемым размером вносится поправка в размер статической настройки $A_{c_2} = A_{c_1} + ΔA_c$. Так как учесть дополнительное приращение размера динамической настройки $ΔA_д$ в ряде случаев не представляется возможным, то рабочий вынужден после замера производить очередной пробный проход. Таким образом число пробных проходов при настройке на диаметральный размер ступени в среднем составляет 2—3.

При использовании САУ обеспечивается постоянство поддержания заданного значения размера $A_д$. Поэтому переход с обработки одной поверхности детали на другую существенно упрощается. Рабочий, пользуясь лимбом, перемещает режущий инструмент на требуемую величину, достигая необходимую точность размера с 1—2 проходов. Применение адаптивных систем на универсальных станках позволяет одновременно с увеличением точности повысить производительность обработки на 30—50%.

Глава 4

УПРАВЛЕНИЕ ДРУГИМИ ФАКТОРАМИ С ЦЕЛЬЮ ПОВЫШЕНИЯ ТОЧНОСТИ И ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ

4.1. УПРАВЛЕНИЕ ТЕМПЕРАТУРНЫМИ ДЕФОРМАЦИЯМИ СИСТЕМЫ СПИД

Температурные деформации, возникающие при работе металлорежущих станков, оказывают существенное влияние на точность и производительность обработки. Особенно их влияние возрастает на тех операциях технологического процесса, когда к точности обрабатываемых деталей предъявляются повышенные требования. При этом часто для обеспечения требуемого качества деталей обработку ведут с малыми сечениями стружки, что при прочих равных условиях приводит к снижению производительности [3].

Причиной температурных деформаций звеньев системы СПИД является целый ряд факторов, доля влияния которых различна в зависимости от конкретных условий. Нагрев элементов системы СПИД вызывается теплом, выделяющимся в процессе резания и являющимся следствием работы пластических деформаций обрабатываемого материала, теплом, образующимся в механизмах станка в результате работ сил трения; теплом, вызываюшимся работой электро- и гидроприводов; теплом, поступающим извне от источников в виде окружающего воздуха, расположенных поблизости станков, нагревательных устройств, фундаментов и т. д. Кроме этого существенное влияние на температурные деформации системы СПИД оказывает колебание припуска, твердости заготовок, затупление режущего инструмента, что приводит к изменению силового и теплового режима обработки.

В значительной степени на точность обработки оказывают влияние температурные деформации тех элементов станка, которые несут обрабатываемую деталь. Так, по данным Ю. Н. Соколова [40], в станках токарного типа температурные деформации корпуса шпиндельной коробки вызывают перемещение оси шпинделя в вертикальной и горизонтальной плоскостях на несколько десятков микрометров. Исследования К. С. Колева [17] показали, что при нагреве станка 1К62 на 25—35° С (коробка скоростей) смещение шпинделя по вертикали составляет 36—40 мкм, в горизонтальной же плоскости — 16—20 мкм. Конструктивное исполнение таких деталей, как станины, во многом определяют вели-

чину температурных деформаций, приведенных к исполнительным поверхностям.

Если температурные деформации таких элементов станка, как передняя и задняя бабки, станина, суппорт и др., происходят относительно «плавно» во времени, то этого нельзя сказать о режущем инструменте. Вследствие того, что инструмент обладает относительно малой массой и находится в зоне высоких часто меняющихся из-за перерывов в работе температур, нагрев и охлаждение его происходят с более высокими скоростями. Так, если до установления теплового баланса бабок станин проходит 4—8 ч [40], для режущего инструмента это время исчисляется минутами [41]. При этом часто влияние деформаций инструмента на точность обрабатываемых деталей является превалирующим (например, 0,01—0,1 мм и более). Температурные деформации обрабатываемых деталей могут оказывать доминирующее влияние на точность обработки, так как количество тепла, проходящего через них, может составлять 50—60% от общего его количества.

В настоящее время основными мероприятиями, направленными на уменьшение температурных деформаций системы СПИД, являются: применение искусственного охлаждения, правильное закрепление деталей с условием обеспечения компенсации их деформаций, правильная компоновка узлов станка, применение различного рода компенсаторов [7], установка теплообменников и рациональное построение гидросхем для станков с гидроприводами, применение вентиляционных устройств, правильная конструкция деталей станка и ряд других. В ряде случаев значителен эффект применения различных подналадчиков [1, 8, 18], когда температурные деформации приводят к смещению центра группирования точностных параметров детали, а колебания входных параметров заготовок (припуска, твердости) относительно неболь-

Погрешности, вызываемые температурными деформациями системы СПИД, с одной стороны сказываются на изменении размера статической настройки, а с другой — на изменении размера динамической настройки системы СПИД, что связано с изменением динамической жесткости системы СПИД. Кроме того, к изменению точностных показателей деталей приводят температурные деформации самих деталей. Наиболее радикальным средством борьбы с такого рода погрешностями следует считать применение систем автоматического управления, которые позволяют на всех этапах операции технологического процесса управлять точностными параметрами обрабатываемых деталей. Для того чтобы наиболее эффективно использовать САУ, необходимо правильно встраивать в систему СПИД соответствующие чувствительные элементы (датчики), что позволит наиболее полно оценить температурные деформации и внести соответствующие поправки в ход технологического процесса.

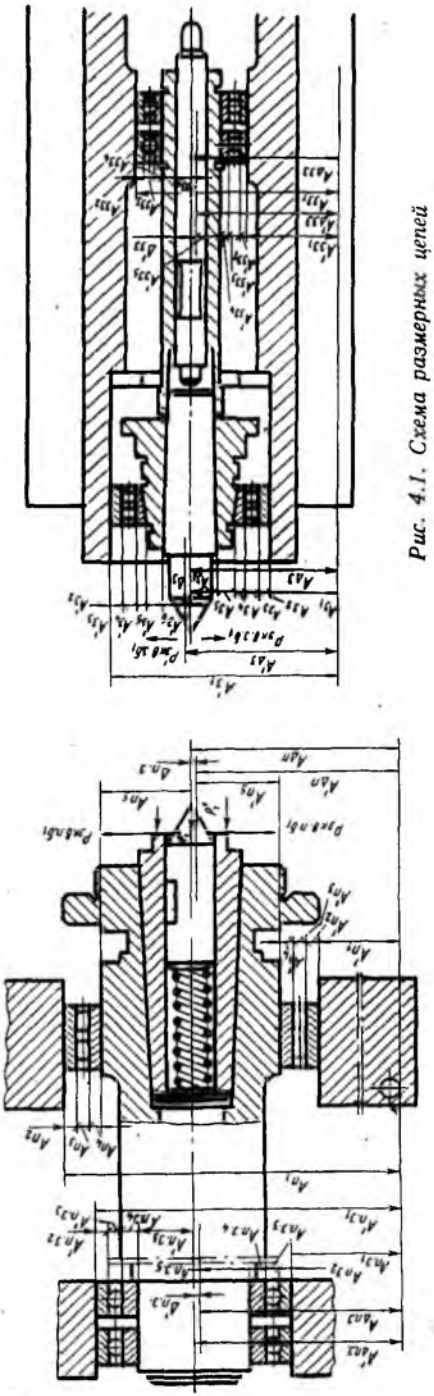


Рис. 4.1. Схема размерных цепей

ТЕМПЕРАТУРНЫЕ ДЕФОРМАЦИИ ЭЛЕМЕНТОВ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ, ПРИВОДЯЩИЕ К ИЗМЕНЕНИЮ РАЗМЕРА СТАТИЧЕСКОЙ НАСТРОЙКИ

Особенностью станков типа токарных круглошлифовальных, шлицешлифовальных и ряда других является то, что положение базы, несущей обрабатываемую деталь, у них определяется размерными цепями, расположенными в двух координатных плоскостях. Вследствие того, что элементы (звенья) передней и задней бабок различны по размерам, массе, материалу, а также из-за различия условий сопряжения деталей в стыках и базирования, температурные деформации могут иметь не только различную величину, но и быть направлены в различные стороны. В обоих случаях это приводит к появлению дополнительной погрешности установки.

Например, для гидрокопировального станка 1722 характерно то, что базирование детали в направлении оси осуществляется по опорному торцу шпинделя при приложении силового замыкания со стороны центра задней бабки. Естественно, что наличие небольших перекосов из-за изменения относительного положения осей шпинделя и задней бабки в ряде случаев приводит к значительным погрешностям установки и формы деталей

[43]. Так, при наличии $P_{\text{экв. п. б1}}$ из-за эксцентрично действующей силы P_1 (рис. 4.1) произойдет поворот шпинделя. При этом его положение определится двумя размерными цепями:

$$A_{\Delta\text{п}} = A_{\text{п}\,1} - A_{\text{п}\,2} - A_{\text{п}\,3} - A_{\text{п}\,4} - A_{\text{п}\,5};$$

$$A_{\Delta\text{п. з}} = A_{\text{п. з}\,1} + A_{\text{п. з}\,2} + A_{\text{п. з}\,3} + A_{\text{п. з}\,4} + A_{\text{п. з}\,5}.$$

Вследствие того, что $P_{\text{экв. з. б1}}$ направлена вниз для задней бабки, имеем

$$A_{\Delta\text{з}} = A_{\text{з}\,1} + A_{\text{з}\,2} + A_{\text{з}\,3} + A_{\text{з}\,4} + A_{\text{з}\,5} + A_{\text{з}\,6};$$

$$A_{\Delta\text{з. з}} = A_{\text{з. з}\,1} + A_{\text{з. з}\,2} + A_{\text{з. з}\,3} + A_{\text{з. з}\,4} + A_{\text{з. з}\,5}.$$

Если же P_1 действует на торец шпинделя ниже оси центров, $P_{\text{экв. п. б1}}$ и $P_{\text{экв. з. б1}}$ соответственно для передней и задней бабок направлены вниз и вверх. Исходя из этого, для передней бабки

$$A'_{\Delta\text{п}} = A'_{\text{п}\,1} + A'_{\text{п}\,2} + A'_{\text{п}\,3} + A'_{\text{п}\,4} + A'_{\text{п}\,5};$$

$$A'_{\Delta\text{п. з}} = A'_{\text{п. з}\,1} - A'_{\text{п. з}\,2} - A'_{\text{п. з}\,3} - A'_{\text{п. з}\,4} - A'_{\text{п, з}\,5};$$

для задней бабки

$$A'_{\Delta\text{з}} = A'_{\text{з}\,1} - A'_{\text{з}\,2} - A'_{\text{з}\,3} - A'_{\text{з}\,4} - A'_{\text{з}\,5} - A'_{\text{з}\,6};$$

$$A'_{\Delta\text{з. з}} = A'_{\text{з. з}\,1} + A'_{\text{з. з}\,2} + A'_{\text{з. з}\,3} + A'_{\text{з. з}\,4} + A'_{\text{з. з}\,5}.$$

Если же значения $P_{\text{экв. п. б1}}$ и $P_{\text{экв. з. б1}}$ таковы, что позволяют выбрать зазоры в стыках рассматриваемых звеньев, не вызывая при этом упругих деформаций, то

$A_{\Delta\text{п}} - A_{\Delta\text{п}} = \Delta_{\text{п}}$ — зазор в передней опоре передней бабки;

$A'_{\Delta\text{п. з}} - A_{\Delta\text{п. з}} = \Delta'_{\text{п. з}}$ — зазор в задней опоре передней бабки;

$A_{\text{п. з}} - A'_{\text{п. з}} = \Delta_{\text{з}}$ — зазор в передней опоре задней бабки;

$A_{\Delta\text{з. з}} - A'_{\Delta\text{з. з}} = \Delta'_{\text{з. з}}$ — зазор в задней опоре задней бабки.

Таким образом, вследствие смены баз в размерных цепях технологической системы появляются звенья в виде зазоров.

В результате нагрева характер и величина изменения размеров однородной массы в различных направлениях идентичны при условии, что удельное сопротивление каждой элементарной площадки поверхности рассматриваемой массы одинаково в любой момент времени. Поэтому, если в размерной цепи одним из составляющих звеньев является зазор, то при нагревании увеличение размера звена должно быть направлено в сторону компенсации этого зазора при прочих равных условиях.

На рис. 4.2 приведены результаты экспериментального исследования температурных деформаций звеньев $A_{\Delta\text{п}}$ и $A_{\Delta\text{з}}$ при $P_1 = 1300$ Н (133 кгс). Для исключения влияния на показания датчиков деталь не переустанавливалась в центрах. Работа производилась со снятием стружки для нагружения системы СПИД

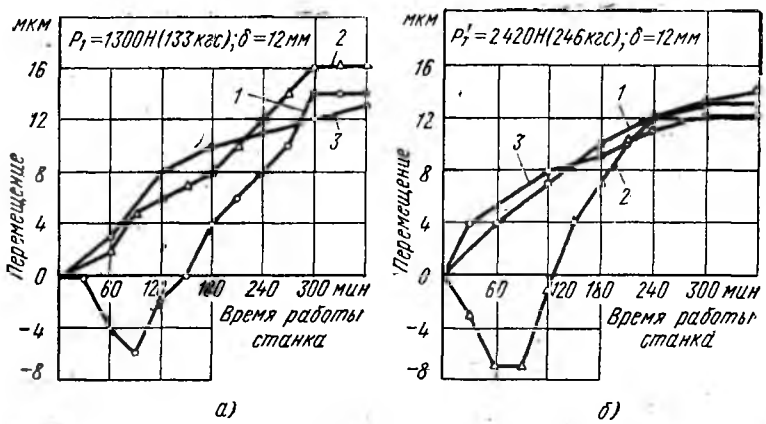


Рис. 4.2. Температурные деформации шейки шпинделя и центра задней бабки

активными силами, как это имеет место при обработке. Каждый раз перед снятием показаний шпиндель фиксировался в строго определенном положении. Анализ кривых, представленных на рис. 4.2, *а* показывает, что при действии P_1 выше оси центров в начальный момент работы происходит выбор зазора $\Delta_п$ (кривая *1*), после чего в дальнейшем меняется направление температурных деформаций в сторону от штифта. Направление перемещений центра задней бабки (кривая 2) совпадает с направлением деформаций шпинделя после 150 мин работы станка. Отсутствие «провала» объясняется направлением действия $P_{экв.\,з.\,б1}$.

Размерная цепь с замыкающим звеном $A_{\Delta з}$ не содержит соответствующих звеньев в виде зазоров. Температурные деформации шейки шпинделя у задней его опоры идут по кривой *3*. Идентичный характер перемещений задней шейки шпинделя относительно станины даже при различных по величине и месту приложения силы P_1 объясняется тем, что в задней опоре шпинделя находится полюс поворота.

Характер перемещений шейки шпинделя и центра задней бабки меняется при изменении направлений $P_{экв.\,п.\,б1}$ и $P_{экв.\,з.\,б1}$. На рис. 4.2, *б* приведены кривые, характеризующие температурные деформации звеньев передней и задней бабок при наличии $P'_{экв.\,п.\,б1}$ и $P'_{экв.\,з.\,б1}$. Здесь уже «провал» имеет место для задней бабки. Его появление также объясняется наличием зазора, в сторону которого в начальный момент времени направлена деформация центра. Некоторое уменьшение результирующей величины перемещений как шеек шпинделя, так и центра задней бабки объясняется увеличением силы P_1 до 2420 Н (246 кгс) по сравнению с 1300 Н (133 кгс).

Как было указано выше, различие в направлениях температурных деформаций шеек шпинделя и центра задней бабки приводит

к появлению дополнительной погрешности установки детали в центрах. Так, при $P_1 = 1300$ Н (133 кгс) наибольшая величина перекоса шпинделя достигает 0,011 мм, что создает дополнительное биение его базового торца на радиусе 30 мм порядка 0,01 мм. Для сокращения такого вида погрешностей следует стремиться к созданию таких условий, при которых бы как характер, так и величина температурных деформаций были близки между собой, особенно в плоскости действия составляющих P_X и P_Y силы резания.

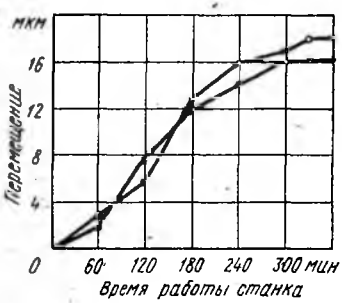


Рис. 4.3. Температурные деформации шейки шпинделя и центра задней бабки при правильном распределении давления между плавающим центром шпинделя и его опорным торцом

Это обеспечивается, во-первых, правильным базированием корпусов передней и задней бабок на станину (база по одну сторону от оси центров), во-вторых, правильным распределением давления между плавающим центром шпинделя и его опорным торцом. В том случае, если величина $P_1 < 196$ Н (20 кгс), т. е. когда большая часть усилия воспринимается пружиной, создаются условия равномерного распределения давления между упорным подшипником шпинделя и тем обеспечивается одинаковый зазор в радиальном подшипниковой опоры. Это справедливо и в отношении задней

мероприятиями можно добиться идентичности деформаций соответствующих узлов, о чем свидетельствуют кривые, полученные в результате экспериментального исследования (рис. 4.3). Здесь наибольшая погрешность от несовпадения оси центров шпинделя и задней бабки не превышает 0,002 мм в плоскости действия составляющих P_X—P_Y силы резания.

На рис. 4.4 показана размерная цепь, определяющая положение шпинделя относительно станины. Температур-

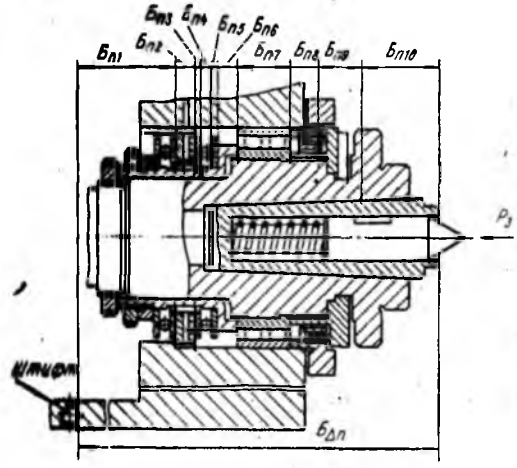


Рис. 4.4. Схема размерной цепи, определяющая положение шпинделя относительно станины

ные деформации шпинделя есть причина изменения каждого из составляющих звеньев размерной цепи, т. е. $\omega_{\Delta п} = \sum_{i=1}^{10} \omega_{пi}$. Наибольшая температурная деформация соответствует меньшему значению усилия зажима детали $P_з$ вследствие меньшего сопротивления распространению температурных деформаций составляющих звеньев (рис. 4.5)

Таким образом, погрешности от температурных деформаций рассмотренных узлов станка вызывают изменение размера статической настройки (в отношении диаметральных размеров) в среднем на величину 0,017 мм, что создает погрешность на диаметральном размере детали около 0,04 мм. Существенно меньше влияние температурных деформаций этих узлов на точность обработки в плоскости действия составляющих P_X — P_Z силы резания, если эти погрешности составляют несколько десятков микрометров, то чаще всего ими можно пренебречь. Температурные деформации опорного торца шпинделя станка могут достигать величины 0,03 мм при $P_з$ = 4420 Н (452 кгс) (в направлении действия составляющей P_X силы резания), с чем, в ряде случаев, приходится считаться, особенно если к точности линейных размеров предъявляются сравнительно высокие требования.

На рис. 4.6 приведена кривая, полученная в результате экспериментального исследования температурных деформаций гидрокопировального суппорта станка 1722 в направлении действия составляющей P_Y силы резания. Изменение размера статической настройки, вызванное этой причиной, может составлять 0,011 мм, что вызывает погрешность на диаметральном размере более 0,02 мм.

Особенностью режущего инструмента (резца) как звена раз-

Рис. 4.5. Температурные деформации опорного торца шпинделя при: *1* — $P_з$ = 4420 Н (452 кгс); *2* — $P_з$ = 8850 Н (904 кгс); *3* — $P_з$ = 13 300 Н (1353 кгс)

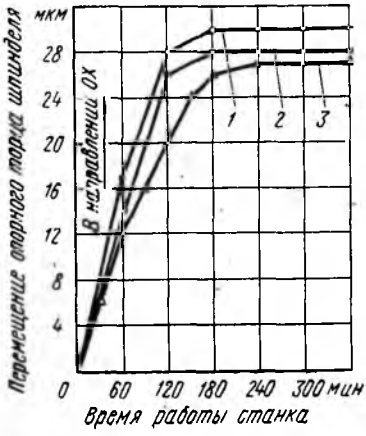
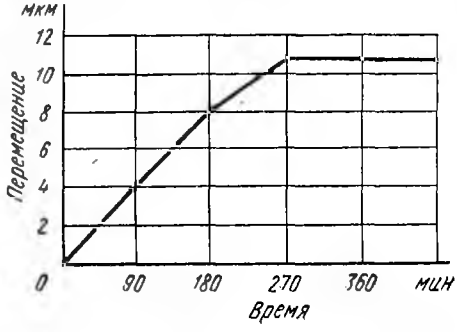


Рис. 4.6. Температурные деформации гидрокопировального суппорта станка в направлении действия составляющей P_Y силы резания



мерной цепи, определяющей получение радиуса детали и линейного размера, является то, что он находится в зоне высоких температур. Обладая относительно небольшой массой, он воспринимает значительные количества тепла за незначительные промежутки времени. При перерывах, даже кратковременных, таких, как время на снятие детали и установку заготовки, идет быстрое охлаждение инструмента, а в связи с этим и изменение его размеров.

Согласно уравнению теплового баланса, тепло распределяется между изделием, резцом и стружкой:

$$Q = Q_{и} + Q_{р} + Q_{с} \text{ [ккал]}$$

или

$$Q = \frac{P_z v}{427} \tau (\lambda_{и} + \lambda_{р} + \lambda_{с}) \text{ [ккал]},$$

где $\lambda_{и}$, $\lambda_{р}$, $\lambda_{с}$ — коэффициенты, характеризующие долю тепла, отводимую соответственно в изделие, резец и стружку [11];

$\frac{P_z v}{427} \tau$ — количество тепла, выделяющееся при резании (здесь τ — время резания в минутах).

Таким образом, количество теплоты, поступающее в резец в единицу времени, может быть определено как

$$Q_{р} = \frac{P_z v}{427} \tau \lambda_{р}.$$

Аналитические исследования показали, что при постоянстве входных параметров заготовок и параметров режима резания температурные удлинения режущего инструмента (в частности, резца) в зависимости от времени его работы с достаточной для практики точностью подчиняются экспоненциальному закону. Однако при колебании входных параметров заготовок (в частности, припуска) характер температурных удлинений резца меняется. Доказано, что если увеличение припуска произошло до момента достижения резцом теплового равновесия, характер температурных удлинений по этой причине будет также соответствовать экспоненциальному закону с несколько измененными характеристиками. При установившемся затем новом состоянии теплового равновесия величина удлинения резца будет равна значению, полученному для случая, если с самого начала обработка производилась с увеличенным припуском.

На рис. 4.7 представлены кривые, характеризующие температурные деформации резца в трех взаимно перпендикулярных направлениях в зависимости от времени его непрерывной работы, полученные при обработке деталей типа валов диаметром 40—50 мм с режимом: глубина резания 4 мм подача на оборот детали 0,3 мм/об, частота вращения шпинделя 352 об/мин. Вылет резца

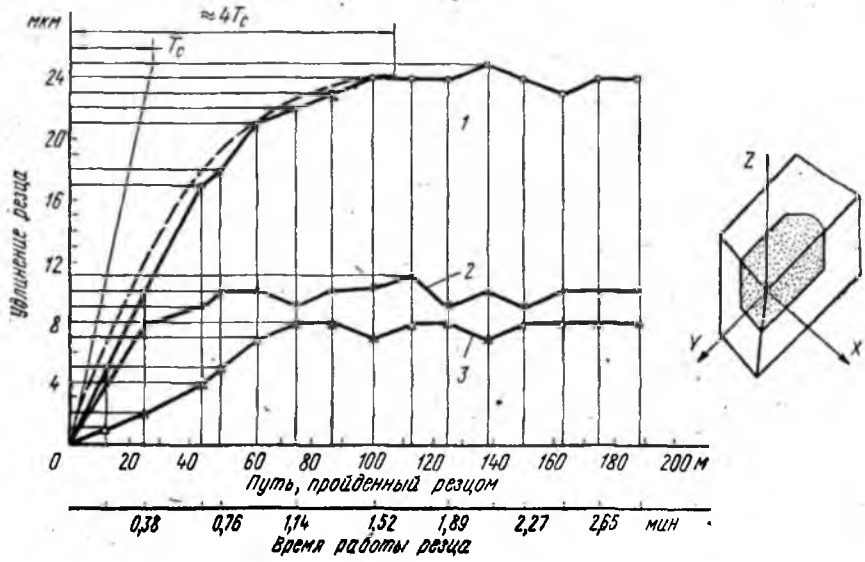
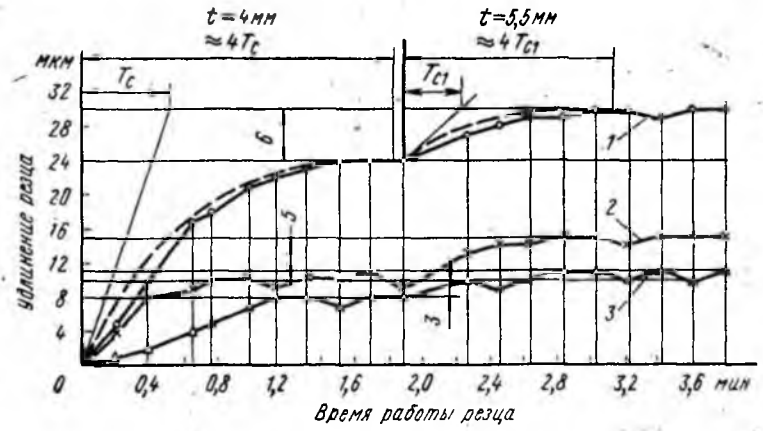


Рис. 4.7. Температурные деформации резца в зависимости от времени его непрерывной работы

составлял 25—27 мм из условия работы с применением упругого резцедержателя. Максимальное удлинение резца в направлении оси Y (кривая *1*) составило 0,024 мм, в направлении оси X—0,01 мм (кривая *2*) и в направлении оси Z—0,008 мм (кривая *3*).

На рис. 4.8 представлены кривые, характеризующие температурные деформации резца при колебании припуска (изменение глубины резания с 4 до 5,5 мм, $s = 0{,}3$ мм/об). В среднем величина

Рис. 4.8. Температурные деформации резца при колебании припуска



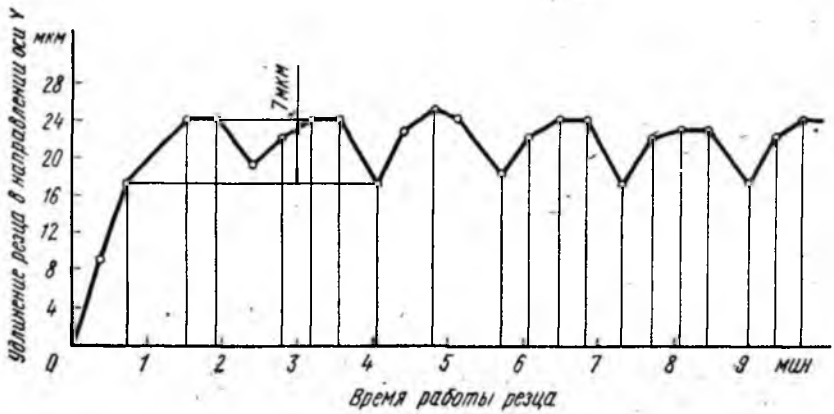


Рис. 4.9. Температурные деформации резца при наличии перерывов в работе

дополнительного удлинения резца составила 0,006 мм в направлении оси *Y* (кривая *1*), 0,005 мм в направлении оси *X* (кривая *2*) и 0,003 мм в направлении оси *Z* (кривая *3*).

При расчете рабочих настроечных размеров при размерной настройке системы СПИД следует учитывать изменение температурных деформаций резца, возникающих в результате наличия перерывов в работе. На рис. 4.9 для случая обработки на указанном силовом режиме показано изменение удлинения резца [illegible] остановки станка для съема обработанной детали и [illegible] заготовки (это время составляет 0,5 мин). Как [illegible] погрешности может составлять 0,007 мм, что [illegible] изменению диаметральных размеров обрабатываемых [illegible] на 0,014 мм.

Таким образом, температурные деформации режущего инструмента оказывают существенное влияние на точность обработки даже при достаточно больших величинах среза. Следует подчеркнуть, что при относительно небольших колебаниях входных параметров заготовок так или иначе можно однажды внести поправку в ход технологического процесса для компенсации указанных погрешностей. Однако при нестабильности припуска, твердости, затуплении режущего инструмента, вызывающих колебание температурных деформаций режущего инструмента, для повышения точности и производительности обработки следует использовать системы автоматического управления.

ТЕМПЕРАТУРНЫЕ ДЕФОРМАЦИИ ЭЛЕМЕНТОВ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ, ПРИВОДЯЩИЕ К ИЗМЕНЕНИЮ РАЗМЕРА ДИНАМИЧЕСКОЙ НАСТРОЙКИ

Под жесткостью какого-либо узла станка понимается его способность противостоять относительному перемещению выбранных точек его деталей, возникающему под действием приложенных

активных сил [3]. В процессе обработки каждая из составляющих сил резания стремится повернуть данный узел вокруг некоторого полюса поворота, положение которого при прочих равных условиях определяется характером стыков звеньев рассматриваемого узла.

Так как жесткость есть характеристика физического состояния узла, то ее величина зависит от конструктивных особенностей станка, материала деталей, наличия смазки, температуры, величины предварительных натягов, поверхности формы сопряженных поверхностей и т. д. Если бы жесткость системы СПИД оставалась постоянной, то при постоянстве действующих активных сил величина размера динамической настройки (величина упругих перемещений системы СПИД в направлении получаемого размера) оставалась постоянной:

$$A'_{\text{д}} = y = \frac{P_y}{j} = \text{const}.$$

Это в значительной степени способствует существенному увеличению точности обработки.

В действительности же жесткость не остается постоянной, а изменяется вследствие действия указанных выше факторов. При обработке детали на одной и той же технологической системе жесткость меняется во времени в результате температурных деформаций звеньев, что приводит к изменению зазоров, характера сопряжения в стыках, изменению вязкости рабочей жидкости (для гидрофицированных станков) и т. д.

Динамическая и статическая жесткость системы СПИД, как правило, существенно различны. Экспериментально было показано [17], что это различие может достигать 1,5 и более раз. Поэтому следует считать, что наиболее правильным является метод определения жесткости отдельных узлов станка и технологической системы в целом посредством измерения упругих перемещений соответствующих узлов в процессе обработки.

Для иллюстрации влияния изменения жесткости системы СПИД на точность обработки деталей и выбора соответствующих регулируемых и регулирующих параметров для управления процессом обработки ниже приведены результаты экспериментальных исследований, полученные на гидрокопировальном полуавтомате 1722.

Жесткость отдельных узлов станка измерялась в процессе обработки датчиками соответствующих упругих перемещений в направлениях действия составляющих P_X, P_Y, P_Z силы резания.

На рис. 4.10 представлены кривые, полученные в результате экспериментальных исследований: кривая *1* — суммарное упругое перемещение каретки и гидрокопировального суппорта в радиальном направлении от детали; *1а* и *1б* — соответственно упругие перемещения гидрокопировального суппорта относительно каретки и каретки относительно станины; *2* — упругое перемещение гидрокопировального суппорта в направлении действия

составляющей P_X на резец; *3* — упругое перемещение гидрокопировального суппорта в направлении действия составляющей P_X (по кривым *2* и *3* можно судить о повороте суппорта относительно некоторого полюса); *4* — упругое перемещение гидрокопировального суппорта и каретки в направлении действия составляющей P_Z на деталь; *5* — упругое перемещение опорного торца шпинделя в направлении действия составляющей P_X.

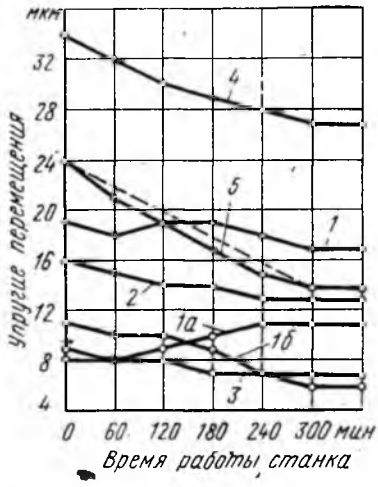


Рис. 4.10. Изменение динамической жесткости отдельных узлов станка во времени

Как видно, жесткость гидрокопировального суппорта уменьшается в течение 240 мин работы, т. е. до тех пор, пока не стабилизируется температура масла. Одновременно с этим увеличивается жесткость стыка «каретка» — «станина». Необходимо учесть, что при обработке деталей с $P_Z = 2260$ Н (230 кгс), $P_Y = 570$ Н (58 кгс), $P_X = 1610$ Н (164 кгс) **жесткость гидрокопировального суппорта вместе с кареткой в направлении действия составляющей P_Y до стабилизации температурного режима в системе СПИД колеблется в пределах 30 000—83 500 Н/мм (3060—3420 кгс/мм).**

Обращают на себя внимание относительно большие величины **упругих перемещений в направлении действия** составляющей P_Z **вследствие того, что каретка с гидрокопировальным** суппортом **работает на отрыв от** направляющих суппорта, что обусловлено **конструктивными** особенностями станка. Однако за счет того, что упругие перемещения происходят в плоскости, проходящей через составляющие P_X—P_Z, при пересчете их на направление действия составляющей P_Y погрешность на размере детали составляет около 0,02 мкм (при жесткости 66 500 Н/мм (6770 кгс/мм)], что соответствует началу работы станка, и 0,012 мкм [при жесткости 83 250 Н/мм (8500 кгс/мм)], что соответствует стабилизации теплового режима. Эти величины более чем второго порядка малости и ими можно пренебречь

Деформации гидрокопировального суппорта происходят таким образом, что он поворачивается под действием сил вокруг некоторого полюса поворота, расположенного на каретке. В этом случае погрешность на линейном размере определится

$$\Delta Б = \Delta k_1 + \Delta k_2,$$

где Δk_1 и Δk_2 соответственно перемещения вершины резца и рабочей кромки рычага гидрощупа станка.

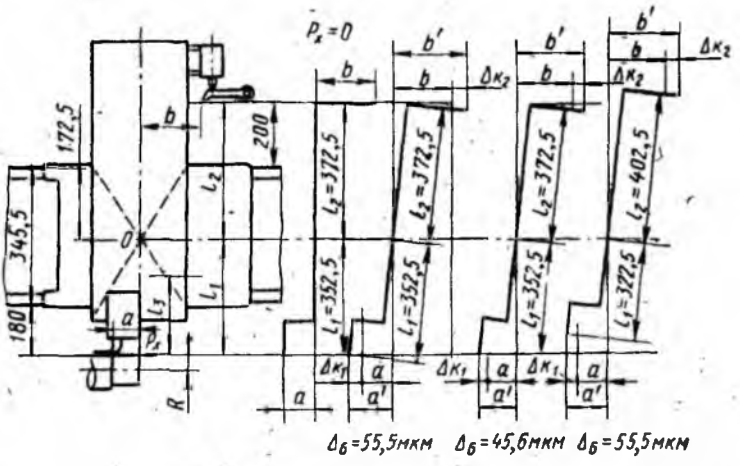


Рис. 4.11. Схемы, характеризующие положение полюса поворота гидрокопировального суппорта относительно каретки

В свою очередь, Δk_1 и Δk_2 при прочих равных условиях есть функции l_1 и l_2, характеризующие положение полюса поворота гидрокопировального суппорта относительно каретки (рис. 4.11). Таким образом, сохранение постоянства Δk_1 и Δk_2, а следовательно, и $\Delta_Б$ будет иметь место, если упругие перемещения во времени будут постоянными, а также $l_1/l_2 = \text{const}$. Последнее условие может быть выполнено только при $R = \text{const}$, т. е. при обточке гладкой детали.

Если осуществляется обработка деталей диаметром от 40 до 100 мм, то указанное соотношение изменяется от 0,94 до 0,8. Следствием этого является уменьшение Δk_1 с 27 до 25,5 мкм, а Δk_2 увеличивается с 28,5 до 30 мкм. Сумма $\Delta_Б$ составит при этом 55,5 мкм. Экспериментально было определено, что полюс поворота гидрокопировального суппорта лежит в точке O, поэтому

$$\Delta k_1 = \frac{u l_1}{l_3},$$

где u — показание датчика;

$$\Delta k_2 = \frac{\Delta k_1 l_2}{l_1} = \frac{u l_2}{l_3}.$$

Таким образом, при обработке валов, когда меняется отношение l_1/l_2, суммарная величина $(\Delta k_1 + \Delta k_2)$ остается постоянной, что весьма важно. В противном случае на каждую последующую ступень копира, определяющую перемещение гидрокопировального суппорта вдоль линии оси центров, следовало бы вносить поправку. К нарушению этой зависимости может привести только неодинаковая жесткость звеньев и стыков во времени, восприни-

мающих усилие P_X выше и ниже полюса поворота гидрокопировального суппорта.

Экспериментально был определен характер изменения жесткости от времени работы станка (см. рис. 4.10, кривые *2*, *3*), характеризующий данную зависимость. Температурные деформации приводят к уплотнению стыков, а следовательно, к увеличению жесткости гидрокопировального суппорта. Как результат этого для постоянного радиуса детали $\Delta_Б$ изменяется от 55,5 до 45,6 мкм при достижении станком теплового равновесия. При этом жесткость гидрокопировального суппорта изменяется от 100 000 Н/мм (10250 кгс/мм) до 123 500 Н/мм (12600 кгс/мм). Таким образом, по мере разогрева станка и связанного с этим увеличения жесткости гидрокопировального суппорта смещается центр группирования линейных размеров деталей на величину 0,01 мм, что следует учитывать при расчете программоносителя (копира).

Кривая *5* на рис. 4.10 характеризует изменение жесткости передней бабки станка по мере его разогрева до наступления теплового равновесия по направлению действия составляющей P_X силы резания. Динамическая жесткость увеличивается от 67 000 Н/мм (6850 кгс/мм) до 108 000 Н/мм (11 000 кгс/мм). До наступления теплового равновесия погрешность в результате изменения жесткости достигает величины 0,01 мм. С достаточной степенью точности можно считать, что закон изменения жесткости линейный. Тогда в любой момент времени может быть определена погрешность по указанной причине

$$\Delta l_{п.\,бx} = kl_{п.\,б\,0} + kl_{п.\,бt}t,$$

где t — время в минутах;

$kl_{п.\,бt} = 0{,}033$ мкм/мин — масштабный коэффициент с учетом знака. $\Delta l_{п.\,бx} = kl_{п.\,б0} - kl_{п.\,бt}t$.

Измерение жесткости шпинделя и центра задней бабки в направлениях действия составляющих P_Y и P_Z производилось при усилии зажима детали со стороны центра задней бабки $P_з = 4240$ Н (432 кгс), причем пружина плавающего центра была отрегулирована таким образом, что усилие на опорный торец шпинделя колебалось в пределах 98—196 Н (10—20 кгс). Показания снимались с помощью датчиков и самописца. Предварительно обеспечивалось по возможности минимальное биение шейки шпинделя и центра задней бабки проточкой их по месту.

Эксперимент имел своей целью выявить характер изменения жесткости во времени, поэтому показания снимались в тот момент, когда резание осуществлялось на расстоянии $L/2$ от опорного торца шпинделя (L — длина детали). На рис. 4.12 приведены кривые, полученные в результате экспериментального исследования. Обращает на себя внимание кривая *1*, характеризующая

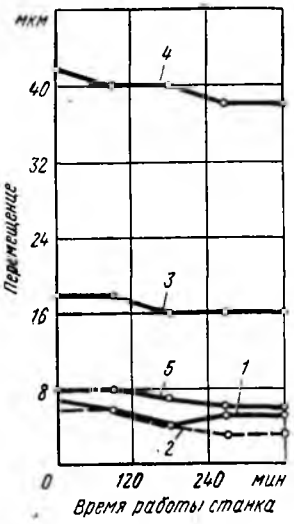


Рис. 4.12. Результаты измерения жесткости шпинделя и центра задней бабки в направлении действия составляющих P_Y и P_Z

перемещение шпинделя вместе с корпусом передней бабки относительно станины. Составляющая P_Y действует в направлении «на деталь», а перемещение осуществляется в противоположном направлении. Причиной этого является наличие значительной по величине составляющей P_Z, действие которой направлено таким образом, что она стремится повернуть переднюю бабку относительно верхней направляющей, вызывая тем самым перемещения в направлении «на деталь». Кривая *5* характеризует изменение жесткости шпинделя с учетом упругих деформаций (жесткости) стыка «деталь — плавающий центр» в направлении действия составляющей P_Y. Сравнивая кривые *2* и *5* (кривая *2* характеризует изменение жесткости задней бабки в направлении действия составляющей P_Y), нетрудно убедиться что жесткости передней и задней бабок примерно равны в направлении получаемого размера, что при прочих равных условиях благоприятно сказывается на форме обрабатываемой детали в продольном сечении. Применение плавающего переднего центра позволяет регулировать же сткость стыка «плавающий центр — деталь» за счет изменения жесткости пружины, а также усилия зажима со стороны задней бабки. Кривые *3* и *4* характеризуют изменение жесткости передней и задней бабок в направлении действия составляющей P_Z силы резания. В пересчете на радиус детали погрешность от упругого перемещения центра задней бабки составляет 0,03 мкм, что представляет величину более чем второго порядка малости.

Таким образом, исследования изменения динамической жесткости системы СПИД показали, что в ряде случаев (когда речь идет об обработке деталей с точностью в несколько десятков микрометров) следует считаться с такого рода погрешностью. Возможно вносить коррективы в ход технологического процесса на основании полученных экспериментальных зависимостей. Однако такой путь не является лучшим, если к тому же учесть, что характер изменения жесткости во времени незакономерен, что связано с различного рода случайными причинами (неритмичная обработка деталей, непредусмотренные перерывы в работе, установка различных источников тепла и т. п.). Наиболее эффективно компенсировать погрешности, порождаемые изменением динамической жесткости системы СПИД, можно использованием систем автоматического управления упругими перемещениями.

ТЕМПЕРАТУРНЫЕ ДЕФОРМАЦИИ ДЕТАЛЕЙ И ФАКТОРЫ, ВЫЗЫВАЮЩИЕ ИХ

Температурные деформации деталей оказывают часто решающее значение на получение требуемой точности. Количество тепла, переходящего в обрабатываемую деталь, зависит главным образом от режимов обработки и может достигать при работе без охлаждения 50—60% от общего количества тепла, выделяющегося при резании.

На основании вышеприведенных зависимостей количество тепла, поступающего в деталь

$$Q_{\text{и}} = \frac{P_Z v}{427} \tau \lambda_{\text{и}},$$

где $\lambda_{\text{и}}$ — доля тепла, отводимая в деталь.

У большинства обрабатываемых деталей производится постепенная обработка отдельных участков одной поверхности или одновременно нескольких поверхностей. Благодаря этому источник тепла, образующийся в зоне резания, непрерывно (например, при точении) перемещается по обрабатываемой поверхности детали. Это вызывает неравномерный нагрев детали и, как правило, не только изменение ее размеров, но и геометрической формы.

Расчеты показывают, что температурные деформации деталей соизмеримы в ряде случаев с допусками на их обработку. Например, температурная деформация чугунной станины высотой 600 мм при длине 2000 мм доходит до 0,01 мм на 1 м при разности температур по высоте станины в 2,4° С. Эта величина соизмерима с допуском на отклонение от прямолинейности станин точных станков [3]. Если бы условия обработки деталей оставались неизменными для каждой из них, то их температурные деформации можно было бы относительно легко рассчитать или установить влияние деформаций в результате относительно несложных экспериментальных исследований. Однако в процессе обработки действует совокупность факторов, нарушающих предписанный тепловой режим, не только от детали к детали, но и в процессе обработки каждой. К ним относятся колебание припуска, твердости, затупление режущего инструмента и др.

Так, при обработке валов на гидрокопировальном полуавтомате 1722 с припуском 4 мм, подачей 0,3 мм/об и скоростью 80 м/мин (и один проход) в среднем величина температурных деформаций деталей (диаметральных размеров) составляет 0,014 мм. При обработке валов с той же подачей и скоростью при глубине резания 5,5 мм средняя величина температурных деформаций 0,02 мм. Таким образом, в результате колебания припуска поле рассеяния $\omega_{/д}$ деталей при прочих равных условиях составляет 0,006 мм.

Учитывая, что влияние глубины резания на величину температурных деформаций выражается степенью 0,85, а подачи — степенью 0,6, при обработке следующей партии аналогичных дета-

лей с указанным колебанием припуска при $t = 5{,}5$ мм подача устанавливалась 0,2 мм/об для сокращения $\omega_{t_д}$. При этом величина температурных деформаций в среднем составляет 0,015 мм. Это весьма важное обстоятельство говорит о том, что температурными деформациями деталей можно управлять автоматически, используя соответствующие системы управления. Причем такие САУ будут способствовать уменьшению колебаний температурных деформаций, возникающих не только по причине колебания припуска, но и твердости, затупления режущего инструмента и других факторов.

Таким образом, основными мероприятиями для уменьшения температурных деформаций и их колебаний являются следующие [3]:

1) управление процессом обработки;

2) применение искусственного охлаждения;

3) увеличение скорости резания при обработке металлическим инструментом, благодаря чему большая доля тепла отводится в стружку;

4) шлифование деталей кругами больших диаметров;

5) закрепление обрабатываемых деталей с возможностью компенсации их линейных деформаций, например, с использованием пружинных, гидравлических или пневматических задних центров на токарных, шлифовальных и других станках;

6) одностороннее жесткое закрепление длинных деталей с тем, чтобы второй конец мог перемещаться при удлинении из-за нагрева;

7) введение различного рода корректирующих устройств для компенсации температурных деформаций, а также искусственной деформации деталей при установке и закреплении их в направлении, противоположном температурной деформации, для ее компенсации;

8) правильная размерная настройка системы СПИД с учетом величины температурных деформаций и их расположения в поле допуска;

9) ритмичная обработка или, еще лучше установка между станками термостатических устройств для стабилизации температурны деталей, поступающих на обработку.

ВЫБОР УПРАВЛЯЕМЫХ ВЕЛИЧИН И ПАРАМЕТРОВ УПРАВЛЕНИЯ ДЛЯ КОМПЕНСАЦИИ ПОГРЕШНОСТЕЙ, ПОРОЖДАЕМЫХ ТЕМПЕРАТУРНЫМИ ДЕФОРМАЦИЯМИ СИСТЕМЫ СПИД

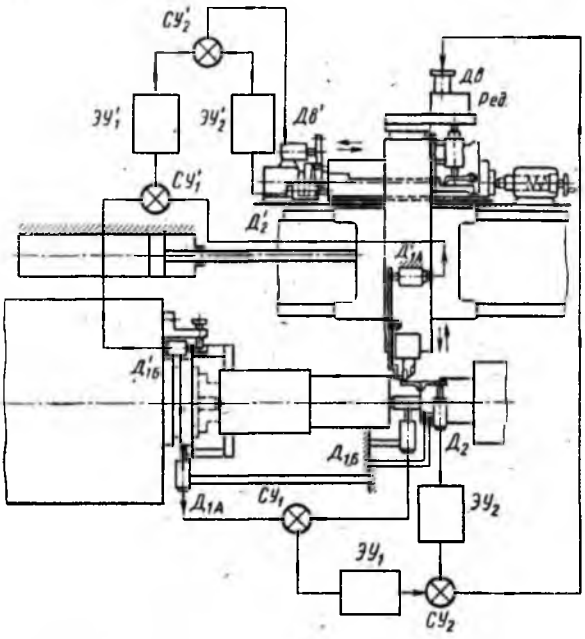
Как уже указывалось температурные деформации элементов станка, приспособлений, режущего инструмента, с одной стороны, сказываются на изменение размера статической настройки, а с другой, — на изменение размера динамической настройки, что связано с изменением жесткости системы СПИД во времени.

Для измерения погрешностей, возникающих по этим причинам в размере статической настройки, необходимо иметь измеритель-

ное устройство, датчики которого могли бы производить непосредственное измерение этого размера. Для этого на базе токарного гидрокопировального полуавтомата 1722 была разработана система автоматического управления размером статической настройки, позволяющая осуществлять его коррекцию в зависимости от температурных деформаций элементов станка, режущего инструмента, а также размерного износа последнего.

На рис. 4.13 представлена блок-схема САУ размерами статической настройки на линейные и диаметральные размеры. Датчики $Д_{1А}$ и $Д_{1Б}$, расположенные вместе с датчиком $Д_2$ на одной базе, фиксируют положение оси центров и вершину режущего инструмента и, тем самым, размер статической настройки. При температурных деформациях баз станка, несущих обрабатываемую деталь (оси центров), и режущего инструмента датчики вырабатывают сигналы, пропорциональные возникшим погрешностям. Сигналы усиливаются в электронных усилителях $ЭУ_1$ и $ЭУ_2$, сравниваются в сравнивающих устройствах $СУ_1$ и $СУ_2$; при получении с них соответствующей информации включается исполнительный механизм, выполненный в виде двигателя *Дв* и редуктора *Ред*. Исполнительный механизм перемещает гидрозолотник относительно гидрокопировального суппорта до тех пор, пока не будет установлен размер статической настройки с требуемой точностью. Таким

Рис. 4.13. Блок-схема САУ на линейные и диаметральные размеры



образом, обратная связь в САУ осуществляется через датчик $Д_2$. Весьма важной особенностью САУ является то, что требуемая величина размера статической настройки устанавливается от нового положения оси центров, изменение которой обусловлено температурными деформациями. САУ позволяет поддерживать центр группирования обрабатываемых деталей на постоянном уровне, что существенно повышает точность обработки, расширяет допуск на размерную настройку системы СПИД, значительно сокращает трудоемкость настройки.

Для компенсации температурных деформаций, отражающихся на точности линейных размеров, используются датчики $Д'_{1А}$, $Д'_{1Б}$ и $Д'_2$, установленные соответственно на гидрокопировальном суппорте, корпусе передней бабки и станине. Сигналы, снимаемые с датчиков $Д'_{1А}$ и $Д'_{1Б}$, сравниваются в сравнивающем устройстве $СУ'_1$, разница их с учетом знака усиливается электронным усилителем $ЭУ'_1$ и поступает в сравнивающее устройство $СУ'_2$. В последнее также поступает сигнал с датчика $Д'_2$ (предварительно усиленный усилителем $ЭУ'_2$). Результирующий сигнал воздействует на исполнительный орган САУ. В качестве него используется двигатель, перемещающий копирный барабан с копирами таким образом, чтобы размер статической настройки был равен заданному. Таким образом, в данном случае обратная связь осуществляется через датчик $Д'_2$.

Точность стабилизации размеров статических настроек зависит от качества САУ и для разных типов станков составляет 0,003—0,01 мм. Колебания температурных деформаций деталей режущего инструмента, возникающие из-за колебания припуска, твердости, затупления режущего инструмента, наиболее эффективно устранять, используя системы автоматического управления, за счет изменения одного или нескольких параметров режима резания.

Стабилизация тепла, идущего в обрабатываемую деталь, в значительной степени зависит от стабилизации составляющей P_Z силы резания. Последняя наиболее эффективно может стабилизироваться изменением подачи в процессе обработки. На рис. 4.14 представлена блок-схема САУ составляющей P_Z, где в качестве регулирующего параметра служит подача; P_Z измеряется датчиком (дифференциальным индуктивным, тензометрическим и др.). Сигнал, снимаемый с датчика D, сравнивается в сравнивающем устройстве $СУ$ с заданным, поступающим от задатчика $З$. Результирующий сигнал усиливается усилителем $У$ и поступает на исполнительный механизм $ИМ$ (тиристорный

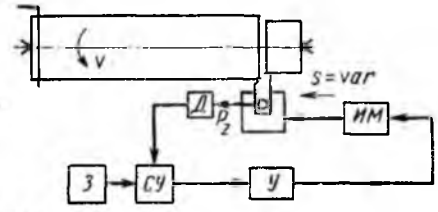


Рис. 4.14. Блок-схема САУ составляющей P_Z

привод, двигатель постоянного тока с ЭМУ, гидродвигатель и др.), который изменяет величину подачи до тех пор, пока не стабилизируется составляющая P_Z силы резания.

Для проектирования регулятора требуется установить зависимость регулирующего параметра от возмущающих факторов. Рассмотрим процесс управления, чтобы установить, каким требованиям должна удовлетворять регулируемая величина как функция t и s. При изменении глубины резания от t_0 до t_1 при подаче $s_0 = \text{const}$ величина Δt изменится на $\delta(\Delta t)$, изменится P_{Z0} на P_Z. В этом случае при использовании САУ подача будет изменяться таким образом, чтобы величина рассогласования ΔP_Z стремилась к нулю. В момент, когда наступит равенство $P_Z = P_{Z_0}$, прекратится изменение подачи, значение которой s уже будет отлично от s_0. Таким образом вновь устанавливается положение равновесия.

Составляющая P_Z силы резания имеет вид

$$P_Z = C_{P_Z} t^{x_z} s^{y_z},$$

а

$$\Delta t = C_\Delta t^{x_\Delta} s^{y_\Delta}.$$

Так как при управлении должно быть обеспечено условие $P_z = P_{z_0} = \text{const}$

$$C_{P_Z} t_1^{x_z} s_1^{y_z} = C_{P_t} t_2^{x_z} s_2^{y_z},$$

то

$$s_2 = s_1 \sqrt[y_z]{\left(\frac{t_1}{t_2}\right)^{x_z}}.$$

Зависимость Δt от глубины резания и подачи выражается соответственно степенью 0,85 и 0,6 [40]. Тогда

$$s_2 = s_1 \sqrt[y_\Delta]{\left(\frac{t_1}{t_2}\right)^{x_\Delta}}.$$

Сравнивая показатели степеней при t и s в приведенных формулах (для Δt и P_Z), получим

$$\frac{x_z}{y_z} \approx \frac{x_\Delta}{y_\Delta}.$$

Подставив значения, имеем $1{,}34 \approx 1{,}4$.

Достаточная близость полученных отношений указывает на целесообразность выбора в качестве регулируемой величины P_Z.

Экспериментальная проверка возможности управления температурными деформациями деталей была произведена на гидрокопировальном полуавтомате 1722. В проектированной САУ (блок-схема приведена на рис. 4.14) информация снималась от датчика $Д$, измеряющего P_Z. При отклонении текущего значения составляющей силы резания от предписанного в сравнивающем устройстве $СУ$ определялся знак и величина рассогласования

(*З* — задающее устройство). Усиленный усилителем *У* сигнал приводил в движение исполнительный механизм *ИМ*, выполненный в виде двигателя, воздействующего в свою очередь, на золотник продольной подачи. Последняя изменялась таким образом, чтобы обеспечить равенство заданного и текущего значения составляющей P_Z силы резания.

Экспериментальные исследования показали, что при использовании указанной САУ погрешности от температурных деформаций деталей на диаметральных размерах не превышали 0,005 мм, в то время как при обычной обработке с тем же колебанием припуска (от 4 до 5,5 мм) эта погрешность достигла значения 0,05 мм. Снижение температурных деформаций деталей также может быть достигнуто использованием САУ, в которых измерение производится датчиками температуры (искусственной и естественной термопарой), а в качестве регулирующих параметров используются скорость, подача, скорость и подача одновременно. Как уже указывалось выше, в ряде случаев изменение жесткости системы СПИД в направлении получаемых размеров оказывает существенное влияние на точность обработки деталей. Для компенсации такого рода погрешностей наиболее эффективно использовать САУ упругими перемещениями технологической системы.

Одним из важнейших этапов при проектировании САУ является правильный выбор места для встройки датчика в систему СПИД, так как появление погрешностей на размерах обрабатываемых деталей из-за изменения жесткости системы во времени имеет место даже при постоянстве силового режима. Следовательно, измерение силы резания или отдельных ее составляющих может не дать необходимой информации. Кроме того, вследствие колебания припуска, твердости, затупления режущего инструмента соотношения между составляющими силы резания меняются. Поэтому наиболее правильно судить о возникающей погрешности можно посредством измерения того параметра, значения которого определяются действием на систему всех активных сил.

Для повышения точности и производительности обработки деталей на токарных станках была спроектирована САУ упругими перемещениями суппорта (применительно к станку 1К62), блок-схема которой представлена на рис. 4.15. В качестве чувствительного элемента, измеряющего отклонение суппорта, выбран индуктивный датчик *ИД* типа БВ-844. Для того чтобы измерить изменение всех звеньев суппорта, датчик САУ был смонтирован в специальном приспособлении на резце (рис. 4.16). В процессе обработки шток датчика соприкасался с рабочей поверхностью лекальной линейки, установленной с помощью кронштейна на станине станка (рис. 4.17). Таким образом, представлялась возможность измерять перемещения суппорта в направлении получаемого размера (радиуса детали), которые порождаются не только силовым режимом, но и изменением динамической жесткости суппорта во времени.

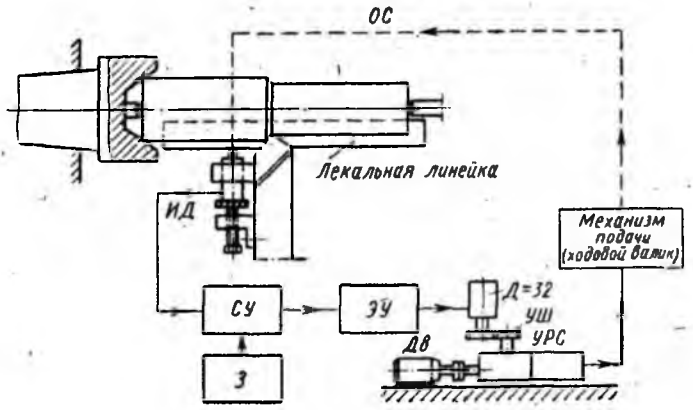
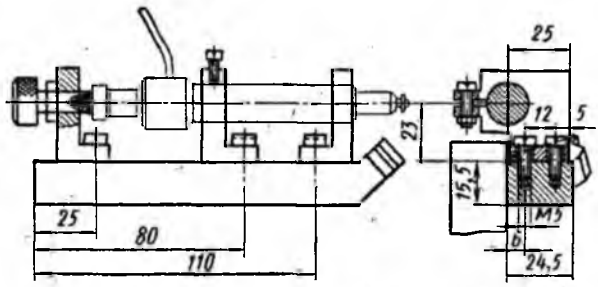


Рис. 4.15. Блок-схема САУ упругими перемещениями суппорта

В качестве регулирующего параметра была выбрана подача (см. рис. 4.15). Для автоматического ее изменения использовался привод с бесступенчатым изменением скорости в виде универсального гидравлического регулятора (УРС). Основным элементом регулятора является управляющий шпиндель, поворот которого в ту или другую сторону от положения настройки дает возможность увеличивать или уменьшать частоту вращения выходного вала, а тем самым и ходового валика станка, в результате чего и изменяется подача. Управляющий шпиндель *УШ* регулятора поворачивается с помощью асинхронного конденсаторного двигателя Д-32, выполненного конструктивно вместе с редуктором. Индуктивный датчик дает сигнал, недостаточный для поворота ротора двигателя Д-32, поэтому для усиления сигнала в систему управления введен электронный усилитель *ЭУ* типа Э2-42. С помощью задатчика *З* устанавливается необходимая величина упругого перемещения суппорта $y_{\text{суп. опт}}$, соответствующая выбранному оптимальному режиму.

Рис. 4.16. Расположение датчика в специальном приспособлении на резце



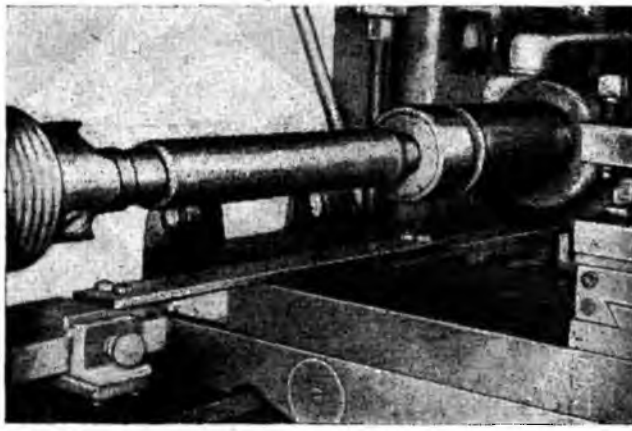


Рис. 4.17. Установка лекальной линейки на станине станка

Работа системы автоматического управления осуществляется следующим образом. Как только в процессе обработки появится отклонение от настроечного положения суппорта ($\Delta y = y_{\text{суп. тек}} - y_{\text{суп. опт}}$), со сравнивающего устройства *СУ* подается сигнал, который, усилившись в усилителе Э2-42, в виде сигнала управления поступает на обмотку двигателя Д-32. Последний вращает управляющий шпиндель *УШ* регулятора скорости (в том или другом направлении в зависимости от знака поданного напряжения), изменяя скорость вращения выходного вала регулятора, а тем самым скорость вращения ходового валика и подачу. В том случае, если $y_{\text{суп. тек}} > y_{\text{суп. опт}}$, подача снижается, а при $y_{\text{суп. тек}} < y_{\text{суп. опт}}$ подача увеличивается, заставляя тем самым суппорт с резцом возвращаться в настроечное положение. Как только это будет достигнуто, сигнал, поступающий со сравнивающего устройства, будет равен нулю. Подача остается постоянной до тех пор, пока снова не появится отклонение от заданной величины $y_{\text{суп. опт}}$. Таким образом, система управления упругими перемещениями всегда работает на устранение рассогласования Δy.

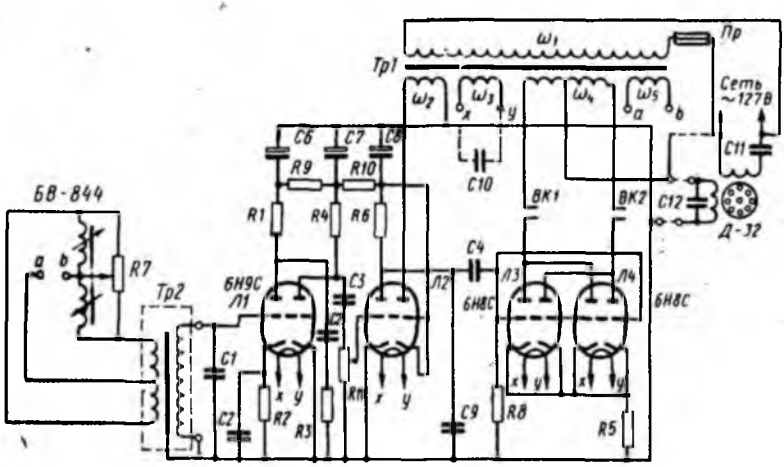
На рис. 4.18 приведена принципиальная схема усилителя совместно с датчиком БВ-844 и двигателем Д-32. Датчик БВ-844 включен в мостовую трансформаторную схему. Он получает питание от особой обмотки трансформатора *Тр1* напряжением 10—15 В. Напряжение для баланса подается на первичную обмотку трансформатора *Тр2* электронного усилителя. Резистор *R7* служит для фазовой балансировки моста. Со вторичной обмотки трансформатора *Тр2* сигнал поступает на трехкаскадный усилитель напряжения, собранный на лампах *6Н9С*. Первые два каскада выполнены на лампе *Л1*, а в третьем работает половина лампы *Л2*. Вторая половина ее в диодном включении используется как полу-

периодный выпрямитель, питающий анодные цепи ламп всех трех каскадов усиления напряжения. С выхода третьего каскада сигнал поступает на фазочувствительный выходной каскад, собранный по схеме сериесного баланса. В фазочувствительном каскаде используются два двойных триода *6Н8С* (*Л3* и *Л4*). К выходу каскада подключена обмотка двухфазного асинхронного двигателя Д-32; другая обмотка двигателя подключена к силовому трансформатору *Тр1* через фазочувствительный конденсатор *С11*. Ограничение минимальной и максимальной подач осуществляется с помощью конечных выключателей *ВК1* и *ВК2*, разрывающих цепи выходного фазочувствительного каскада. Конечные выключатели срабатывают от кулачка, расположенного на управляющем шпинделе гидравлического регулятора.

При переходе сердечника датчика через нейтральное (нулевое) положение меняется фаза сигнала, поступающего на вход усилителя, а следовательно, на вход фазочувствительного каскада. Здесь эта фаза сравнивается с фазой напряжения, питающего анодные цепи ламп. В результате этого происходит перемена фазы тока, протекающего через обмотку двигателя, и, следовательно, его реверс. Напряжение питания подается через силовой трансформатор *Тр1*. Обмотка w_2 используется для питания усилителя напряжения, фазочувствительный каскад питается переменным напряжением, снимаемым с обмотки w_4, состоящей из двух симметричных половин.

Направление и скорость вращения двигателя Д-32 зависит от знака (фазы) и величины (амплитуды) дисбаланса в системе управления, т. е. от знака и величины Δy. При работе с данным электронным усилителем обмотка двигателя Д-32 питается током основной частоты (50 Гц), двойной частоты (100 Гц) и постоянной

Рис. 4.18. Электрическая схема САУ



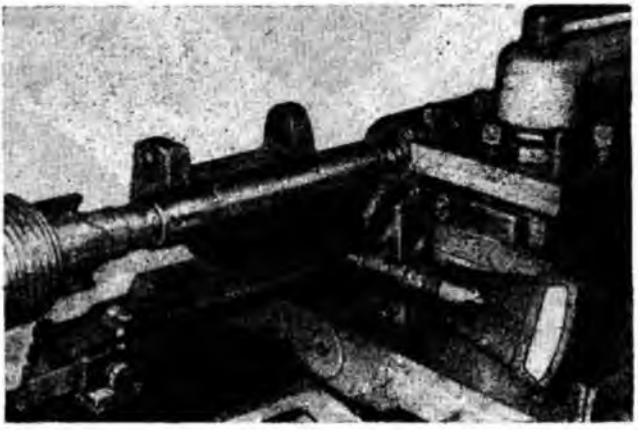
составляющей, причем относительные величины этих составляющих по мере уменьшения дисбаланса изменяются. Составляющая основной частоты уменьшается, а составляющая двойной частоты и постоянная составляющая возрастают. Так как вращающий момент создается током основной частоты, а тормозной момент постоянной составляющей, то по мере уменьшения дисбаланса скорость двигателя падает. Такой режим двигателя способствует быстрому затуханию переходных процессов в системе управления.

Проверка чувствительности системы автоматического управления показала надежность срабатывания при отклонении сердечника датчика от установленного положения (при котором мост сбалансирован) на величину 0,002—0,003 мм. При проведении исследований были использованы валы из стали 45. Обработку производили резцом с пластинкой из твердого сплава Т15К6, снабженной зачищающей режущей кромкой для сглаживания некоторого различия в шероховатости поверхности, получаемого из-за изменения подачи при управлении.

Для настройки системы управления в центрах станка устанавливали контрольную оправку, по которой выставляли параллельность оси центров направляющим станины путем перемещения задней бабки. После этого на направляющих станины устанавливали специальные стойки, на которых закрепляли лекальную линейку и выставляли параллельность ее рабочей поверхности направляющим станины с помощью миниметрической головки (рис. 4.19).

Экспериментальные исследования показали, что погрешность на диаметральных размерах деталей типа валов в партии только по причине изменения жесткости станка 1К62 во времени в сред-

Рис. 4.19. Установка параллельности оси центров направляющим станины



нем составляет 0,021 мм. Обработка деталей с использованием разработанной САУ позволяет сократить эту погрешность до 0,006 мм. Рассмотренная САУ, кроме того, дает существенный эффект по повышению точности и производительности обработки валов при колебании припуска и твердости у заготовок. Таким образом, непосредственное измерение упругих перемещений в направлении получаемого размера позволяет сократить не только погрешность, порождаемую случайно действующими факторами, но и погрешность, возникающую из-за изменения жесткости системы СПИД во времени.

4.2. УПРАВЛЕНИЕ ПРОЦЕССОМ УСТАНОВКИ ДЕТАЛЕЙ НА СТАНКАХ

Как показывают исследования, часто при обработке деталей, особенно высокой точности, имеют место существенные погрешности, появляющиеся на этапе установки деталей. Процесс установки складывается из процессов базирования и силового замыкания, поэтому погрешность установки может быть представлена как

$$\omega_y = \omega_б + \omega_{с.з}, \tag{4.1}$$

где $\omega_б$ — погрешность базирования;

$\omega_{с.з}$ — погрешность силового замыкания.

Так, при обработке валов на токарных станках часто применяется плавающий (подпружиненный) передний центр для получения более высокой точности линейных размеров валов. В этом случае в результате неперпендикулярности опорного торца A шпинделя (рис. 4.20) к его оси, а также базового торца $Б$ заготовки к оси зацентровки базирование происходит в точке (практически в некоторой зоне), расположенной на расстоянии от оси центров, равном радиусу опорного торца шпинделя. При этом сила $P_з$, приложенная к детали со стороны заднего центра бабки, распределяется между плавающим передним центром и торцом A:

$$P_з = P_1 + P_2, \tag{4.2}$$

где $P_1 = k\delta$; здесь k — жесткость пружины;

δ — деформация пружины.

При обработке детали в результате действия силы P_2 происходят переменные упругие перемещения переднего и заднего центров и изменение положения оси заготовки относительно вершины резца, что является причиной возникновения существенных погрешностей формы деталей в поперечном сечении.

Решая систему шести уравнений [1], определяющих равновесие детали (рис. 4.21), принимая значения составляющих сил резания в процессе обработки постоянными и учитывая, что линии

[1] Исследования проведены совместно с И. Б. Пейсаховичем.

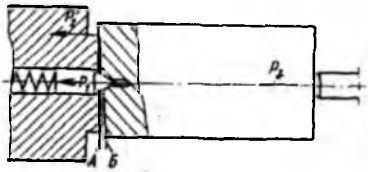


Рис. 4.20. Схема сил, действующих при закреплении детали

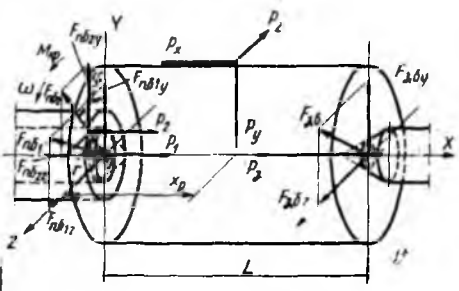


Рис. 4.21. Схема сил, действующих на деталь при обработке

действия сил $F_{п.б1}$ и $F_{п.б2}$ проходят через точку O, можно определить значения результирующих $F_{п.б1}$ и $F_{п.б2}$ и их проекции на координатные оси. Силы, действующие со стороны детали на шпиндель и задний центр, по величине будут равны, но обратны по направлению силам $F_{п.б}$, $F_{з.б}$ и их проекциям на координатные оси.

Известно, что упругие перемещения узлов станка правильнее рассматривать под действием эквивалентных сил [3]. Тогда при условии, что полюса поворота передней и задней бабок лежат на оси OX:

$$\vec{P}_{экв.\,п.\,б} = c\vec{P}_2 + \vec{F}_{п.\,б} \tag{4.3}$$

и

$$\vec{P}_{экв.\,з.\,б} = \vec{F}_{з.\,б}, \tag{4.4}$$

где c — коэффициент, зависящий от положения полюса поворота передней бабки.

Силы $F_{п.б}$ и $F_{з.б}$ являются функциями φ и продольной координаты x_p, следовательно, $P_{экв.\,п.\,б}$ и $P_{экр.\,з.\,б}$ также являются функциями указанных аргументов.

В каждый момент времени векторы упругих перемещений центров передней $\vec{\rho}_{п.б}$ и задней $\vec{\rho}_{з.б}$ бабок совпадают с направлениями действия сил $\vec{P}_{экв.\,п.\,б}$ и $\vec{P}_{экв.\,з.\,б}$. Значения же их определяются формулами:

$$\vec{\rho}_{п.\,б}(\varphi,\ x_p) = \frac{\vec{P}_{экв.\,п.\,б}(\varphi,\ x_p)}{j_{п.\,б}(\theta_1)} \tag{4.5}$$

и

$$\vec{\rho}_{з.\,б}(\varphi,\ x_p) = \frac{\vec{P}_{экв.\,з.\,б}(\varphi,\ x_p)}{j_{з.\,б}(\theta_2)}, \tag{4.6}$$

где $j_{п.\,б}(\theta_1)$ и $j_{з.\,б}(\theta_2)$ — жесткости передней и задней бабок в направлении действия сил $P_{экв.\,п.\,б}$ и $P_{экв.\,з.\,б}$;

θ_1 и θ_2 — углы, образованные векторами эквивалентных сил, с положительным направлением оси OY.

Проекции векторов $\vec{\rho}_{п.б}$ и $\vec{\rho}_{з.б}$ на оси OY и OZ, т. е. $y_{п.б}$ $y_{з.б}$, $z_{п.б}$, $z_{з.б}$ определяются через синус и косинус углов θ_1 и θ_2.

Если принять, что в процессе обработки ось детали не деформируется (вследствие относительно высокой жесткости детали), а резец перемещается параллельно оси OX на расстоянии R от нее, то, воспользовавшись уравнением прямой в пространстве, проходящей через две точки, координатами которых являются $x_{п.б} = 0$, $x_{з.б} = l$ и $y_{п.б}$, $y_{з.б}$, $z_{п.б}$, $z_{з.б}$, найдем уравнение движения оси детали

$$\frac{x}{l} = \frac{y - y_{п.б}}{y_{з.б} - y_{п.б}} = \frac{z - z_{п.б}}{z_{з.б} - z_{п.б}}. \qquad (4.7)$$

Таким образом, положение любой точки оси детали может быть определено в зависимости от значений угла φ и продольной координаты x_p.

Зная уравнение движения оси детали, нетрудно найти уравнение поверхности, получаемой в процессе обработки. Возьмем произвольное сечение детали плоскостью, параллельной YOZ, с продольной координатой $x = x_p$ (рис. 4.22). Здесь $\vec{R}_д$ — радиус-вектор детали, модуль которого равен расстоянию от оси детали до вершины резца; $\vec{\rho}(\varphi, x_p)$ — перемещение точки оси детали в результате упругих перемещений $\rho_{п.б}$ и $\rho_{з.б}$;

$$\begin{cases} \rho_y(\varphi, x_p) = y = R - R_{дy}; \\ \rho_z(\varphi, x_p) = z = -R_{дz}, \end{cases} \qquad (4.8)$$

где y и z — проекции вектора $\vec{\rho}(\varphi, x_p)$ на оси OY и OZ; $R_{дy}$ и $R_{дz}$ — проекции на те же оси радиуса-вектора детали $\vec{R}_д$.

Подставив координаты $x = x_p$, а также y и z, определяемые из уравнения (4.8), в уравнение (4.7), получим

$$\frac{x_p}{l} = \frac{-R_{дy} + R - y_{п.б}}{y_{з.б} - y_{п.б}} = \frac{-R_{дz} - z_{п.б}}{z_{з.б} - z_{п.б}}, \qquad (4.9)$$

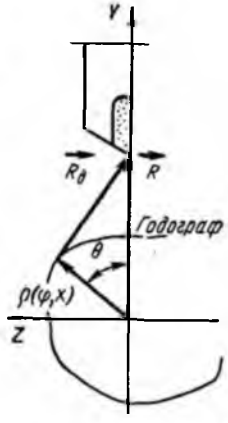
откуда можно определить радиус-вектор детали, получаемый в любой момент обработки, характеризующийся углом φ и координатой x_p:

$$R_д = \sqrt{R_{дy}^2 + R_{дz}^2}. \qquad (4.10)$$

Значение $R_{дy}$ и $R_{дz}$ легко определить из уравнения (4.9).

Пользуясь принципом независимости действия сил, можно определить значения радиуса-вектора детали в любой момент

Рис. 4.22. Образование радиуса детали при обработке



времени обработки от действия любой активной силы. Так, если принять $P_X = 0$ и $P_з = 0$, то определив значения сил, действующих на передний и задний центры станка, и подставив их в уравнение (4.9), получим уравнение, описывающее форму детали под действием только P_{YZ}, а отсюда легко определить радиус детали, получаемый при обработке в результате действия только P_Y:

$$R_{дy} = \frac{P_Y x_p^2}{l^2 j_{з.б}(\varphi_k)} + \frac{P_Y}{j_{п.б}(\varphi_k)}\left(1 - \frac{x_p}{l}\right)^2 + R, \qquad (4.11)$$

где $\varphi_k = \theta_1 = \theta_2$.

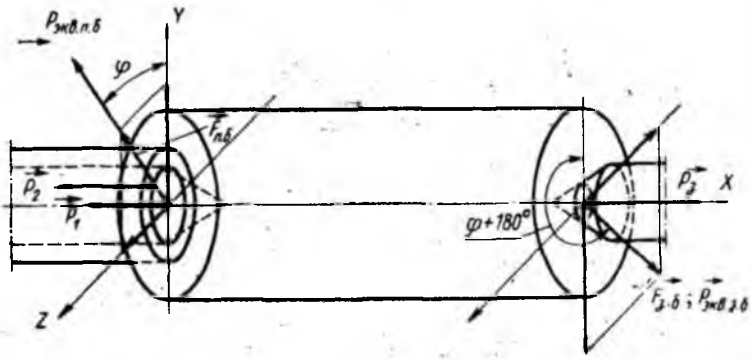
По аналогии можно определить влияние на форму детали любой другой составляющей силы резания.

Форма детали в поперечном сечении в случае действия только $P_з$ может быть определена аналитически. Решая систему уравнений, определяющих равновесие детали (рис. 4.23), находят силы, действующие на переднюю и заднюю бабки:

$$\left.\begin{aligned} P_2 &= k\delta - P_з; \\ F_{п.бy} &= \frac{P_з - k\delta}{l} r\cos\varphi; \\ F_{п.бz} &= \frac{P_з - k\delta}{l} r\sin\varphi; \\ F_{з.бy} &= -\frac{P_з - k\delta}{l} r\cos\varphi; \\ F_{з.бz} &= -\frac{P_з - k\delta}{l} r\sin\varphi. \end{aligned}\right| \qquad (4.12)$$

Из полученных уравнений видно, что силы $F_{п.б}$ и $F_{з.б}$ равны по модулю и направлены в противоположные стороны. Подстав-

Рис. 4.23. Схема сил, действующих на переднюю и заднюю бабки (при действии $P_з$)



ляя в уравнения (4.3) и (4.4) полученные значения сил, находят значения эквивалентных сил:

$$p_{\text{экв. п. б}} = cP_2 + \frac{P_3 - k\delta}{l} r; \tag{4.13}$$

$$P_{\text{экв. з. б}} = \frac{P_3 - k\delta}{l} r. \tag{4.14}$$

Векторы $\vec{P}_{\text{экв. п. б}}$ и $\vec{P}_{\text{экв. з. б}}$ постоянны по модулю и противоположны по направлению, причем они вращаются вокруг оси OX в плоскости YOZ и ей параллельной (для задней бабки) в направлении вращения детали при n об/мин. Так как векторы упругих перемещений $\vec{\rho}_{\text{п. б}}(\varphi)$ и $\vec{\rho}_{\text{з. б}}(\varphi)$ совпадают в любой момент времени с $\vec{P}_{\text{экв. п. б}}$ и $\vec{P}_{\text{экв. з. б}}$, то их годографы представляют собой замкнутые кривые, форма которых определяется значениями жесткостей $j_{\text{п. б}}(\varphi)$ и $j_{\text{з. б}}(\varphi + 180°)$. Очевидно, что $\theta_1 = \varphi$; $\theta_2 = \varphi + 180°$. При $j_{\text{п. б}}(\varphi) = \text{const}$ и $j_{\text{з. б}}(\varphi + 180°) = \text{const}$ годографы упругих перемещений являются окружностями. Форма детали в поперечном сечении при действии только силы P_3 может быть определена на основании значений:

$$\left.\begin{aligned} y_{\text{п. б}} &= \frac{cP_2 + \frac{P_3 r}{l}}{j_{\text{п. б}}(\varphi)} \cos\varphi; \\ y_{\text{з. б}} &= \frac{P_3 r}{l j_{\text{з. б}}(\varphi + 180°)} \cos\varphi; \\ z_{\text{п. б}} &= \frac{cP_2 + \frac{P_3 r}{l}}{j_{\text{п. б}}(\varphi)} \sin\varphi; \\ z_{\text{з. б}} &= \frac{P_3 r}{l j_{\text{з. б}}(\varphi + 180°)} \sin\varphi, \end{aligned}\right\} \tag{4.15}$$

а также проекции $R_д$ на оси OY и OZ (см. рис. 4.22):

$$\left.\begin{aligned} R_{дy} &= \frac{x}{l}\left[\frac{\left(cP_2 + \frac{P_3 r}{l}\right)\cos\varphi}{j_{\text{п. б}}(\varphi)} + \frac{P_3 r \cos\varphi}{l j_{\text{з. б}}(\varphi + 180°)}\right] + \\ &\quad + R - \frac{\left(cP_2 + \frac{P_3 r}{l}\right)\cos\varphi}{j_{\text{п. б}}(\varphi)}; \\ R_{дz} &= \frac{x}{l}\left[\frac{\left(cP_2 + \frac{P_3 r}{l}\right)\sin\varphi}{j_{\text{п. б}}(\varphi)} + \frac{P_3 r \sin\varphi}{l j_{\text{з. б}}(\varphi + 180°)}\right] - \\ &\quad - \frac{\left(cP_2 + \frac{P_3 r}{l}\right)\sin\varphi}{j_{\text{п. б}}(\varphi)}. \end{aligned}\right\} \tag{4.16}$$

Значения $R_д$ определяют из уравнения (4.10).

Таким образом, при базировании детали по схеме, приведенной на рис. 4.20 вследствие действия эксцентричной силы P_2 создается момент, стремящийся повернуть деталь в центрах. Одновременно на центры передней и задней бабок действуют силы реакции $F_{п.б1}$ и $F_{з.б1}$, а в стыке возникает сила трения $F_{п.б2}$, расположенная в плоскости YOZ (см. рис. 4.21). Под действием указанных сил происходит поворот передней и задней бабок вокруг полюсов поворота (они лежат на оси OX). При вращении детали в каждый момент времени линии действия сил $F_{п.б1}$ и $F_{п.б2}$, как результат наличия силы P_2, будут совпадать, следовательно, упругие перемещения, возникающие в направлениях действия сил $P_{экв.п.б}$ и $P_{экв.з.б}$, являются функциями угла φ.

Из уравнений (4.10) и (4.16) видно, что значение радиуса-вектора детали, определяемое при любых x_p и φ, является функцией силы $P_2 = P_з - k\delta$ и жесткостей $j_{п.б}(\varphi)$ и $j_{з.б}(\varphi + 180°)$. Увеличение P_2 при прочих равных условиях вызывает большие упругие перемещения передней и задней бабок. В результате этого заготовка еще больше поворачивается относительно своего первоначального положения. Если величина силы P_2 количественно определяет упругие перемещения в различных направлениях, характеризующихся углом поворота φ, то жесткости, как функции этого же угла, определяют характер движения оси детали в пространстве, а следовательно, и характер получаемой формы ее в поперечном сечении. Так, если уравнение (4.10) решить с подстановкой в него значений $R_{дy}$ и $R_{дz}$ из равенства (4.16) с условием, что $j_{п.б}(\varphi) = \text{const}$ и $j_{з.б}(\varphi + 180°) = \text{const}$, то нетрудно показать, что уравнение (4.10) — уравнение параболы.

Деталь будет иметь еще более сложную форму, если значения жесткостей будут неодинаковы в различных направлениях. Экспериментально было исследовано влияние силы P_2 на величину упругих перемещений передней и задней бабок, а также выявлена форма детали в поперечном сечении вследствие неодинаковости жесткостей. На рис. 4.24 приведены годографы упругих перемещений $\rho_{п.б}$ и $\rho_{з.б}$ в микрометрах, полученные экспериментально при различных давлениях масла в цилиндре задней бабки гидрокопировального станка 1722. Указанные значения силы P_2 определялись из следующих условий: жесткость пружины плавающего центра 353 Н/мм (36 кгс/мм), $\delta = 3{,}75$ мм, площадь цилиндра задней бабки 113 см^3.

Определению величин упругих перемещений передней и задней бабок в различных направлениях плоскости YOZ, по которым строились годографы, должен предшествовать ряд мероприятий, направленных на устранение факторов, способных вызывать упругие перемещения в указанных направлениях. Так, биение торца A (см. рис. 4.20) должно быть доведено до минимума подрезкой его по месту. Кроме того, соосность осей переднего и заднего центров должна быть в пределах нормы на данный станок.

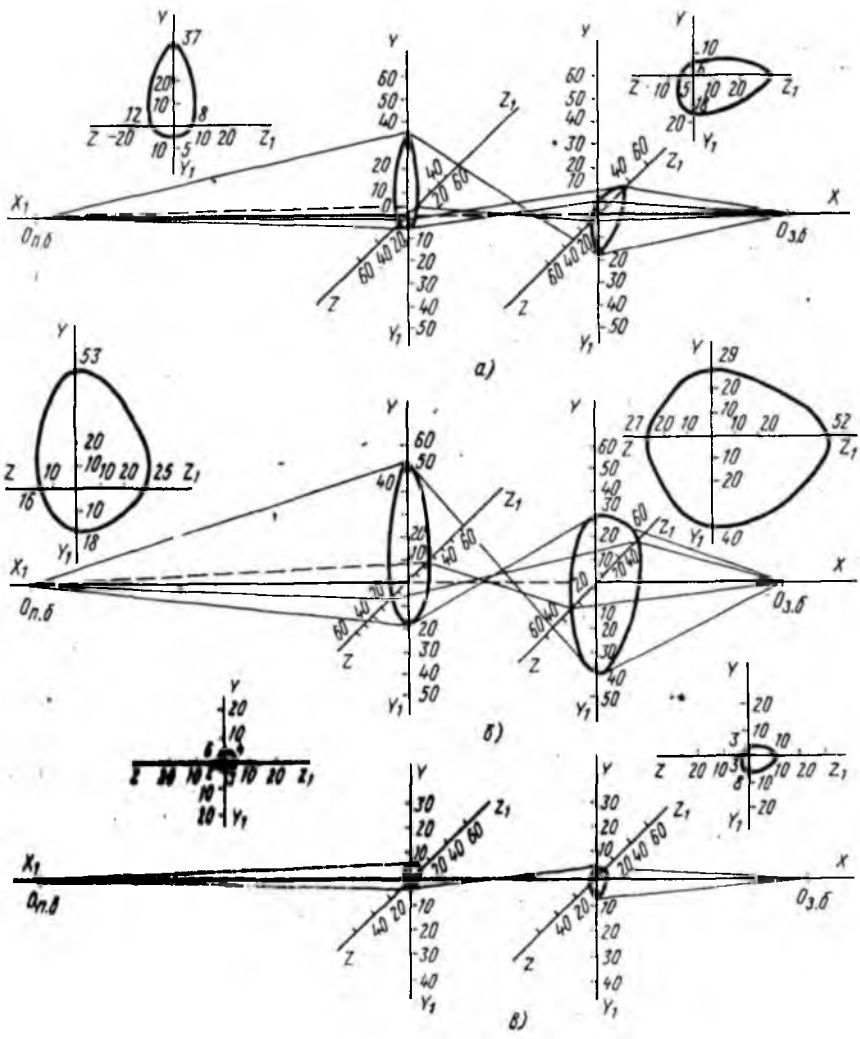


Рис. 4.24. Годографы упругих перемещений:

а — $\delta = 3{,}75$ мм; давление $39{,}2 \cdot 10^4$ Н/м²; $P_z = 3100$ Н (317 кгс); *б* — $\delta = 3{,}75$ мм; давление $147 \cdot 10^4$ Н/м²; $P_z = 15\,300$ Н (1560 кгс); *в* — $\delta = 12$ мм; давление $39{,}2 \cdot 10^4$ Н/м²; $P_z = 196$ Н (20 кгс)

Показанные на рис. 4.24 годографы упругих перемещений получены при установке в центры станка заготовки с биением базового торца относительно оси зацентровки в пределах 0,1 мм, причем аналогичные величины упругих перемещений (расхождение в пределах 0,003 мм) были зафиксированы при установке в центры станка заготовки с искусственно созданным биением базового торца 2 мм. Таким образом, при обработке заготовки с биением

даже 0,1 мм упругие перемещения, вызванные силой P_2, могут быть значительны, причем величины их зависят от величины силы P_2, которая, например, для станка 1722 может доходить до нескольких десятков тысяч ньютонов. Давление в цилиндре задней бабки станка регулируется от 0 до 244 Н/см² (25 кгс/см²). При условии, что диаметр зацентрованных отверстий заготовок равен 10 мм, вылет плавающего центра 12 мм и жесткость пружины 353 Н/мм (36 кгс/мм), для деформации пружины требуется усилие 4240 Н (432 кгс). По паспорту рекомендуемое давление в цилиндре задней бабки составляет от 78,4 Н/см² (8 кгс/см²) до 244 Н/см² (25 кгс/см²). Следовательно, даже при давлении 78,4 Н/см² (8 кгс/см²) величина P_3 равна 8850 Н (904 кгс), причем 4240 Н (432 кгс) приходится на деформацию пружины, а 4610 Н (472 кгс) давит на торец A. При давлении 244 Н/см² (25 кгс/см²) сила, действующая на торец A, составит 23 400 Н (2393 кгс/см²). Таким образом, от правильного распределеиия усилия силового замыкания, приложенного со стороны центра задней бабки между опорным торцом шпинделя и плавающим центром, во многом зависит величина упругих перемещений передней и задней бабок, а следовательно, и погрешность формы детали в поперечном сечении.

Экспериментально доказано, что величина силы P_2 не должна превышать 98—196 Н (10—20 кгс). Это необходимо для сохранения определенности базирования заготовки вдоль оси OX. При этом погрешность формы детали относительно невелика. Так, при давлении масла в цилиндре задней бабки 39,2 Н/см² (4 кгс/см²) [что соответствует $P_3 = 4420$ Н (452 кгс)] и $\delta = 3{,}75$ мм [что соответствует $P_1 = 1320$ Н (135 кгс), а значит $P_2 = 3100$ Н (317 кгс)] максимальная погрешность формы детали в поперечном сечении у передней бабки составила 0,048 мм, а в сечении у задней бабки 0,03 мм, что составляет 15—25% от общего поля рассеяния размеров детали в партии. Для этого же случая, но при $\delta = 12$ мм максимальная погрешность формы детали соответственно в сечениях около передней и задней бабок составила 0,01 и 0,012 мм. Эти результаты были получены после обработки заготовки с малой глубиной резания и подачей ($t = 0{,}2$ мм, $s = 0{,}1$ мм/об) для исключения влияния силы резания. Для случаев, приведенных на рис. 4.24, *а*, *б* наибольшая погрешность формы детали в сечениях у передней и задней бабок только в результате упругих перемещений будет доходить до 0,045 и 0,028 мм при $P_2 = 3100$ Н (317 кгс) и до 0,09 и 0,011 мм при $P_2 = 196$ Н (20 кгс). Эти результаты совпадают с результатами, полученными при обточке деталей.

Эксперименты показали, что жесткость передней и задней бабок различна в различных направлениях, о чем говорят годографы упругих перемещений. Измерения формы деталей, полученных обточкой с $t = 0{,}2$ мм и $s = 0{,}1$ мм/об при изменении силы P_2 от 3100 до 15 300 Н (от 317 до 1560 кгс), показали, что форма детали действительно отлична от параболы. Наибольшее влияние на форму детали в поперечном сечении оказывают упругие пере-

мещения шпинделя и центра задней бабки в плоскости YOX. В большинстве случаев величина изменения радиуса детали от упругих перемещений указанных узлов в плоскости OX есть величина второго порядка малости и ею можно пренебречь. Поэтому для уменьшения погрешности формы детали в поперечном сечении следует увеличивать жесткость передней и задней бабок в направлении OY.

При давлении масла в цилиндре задней бабки 147 Н/см² (15 кгс/см²), что соответствует силе $P_з = 17\,600$ Н (1795 кгс), погрешность формы детали у передней бабки составила 0,071 мм, а у задней 0,069 мм ($\delta = 12$ мм), что в среднем может составлять 30—35% от общего поля рассеяния размеров деталей в партии. При работе с указанным давлением погрешность формы может быть сокращена за счет выбора более жесткой пружины плавающего центра, которая при заданных значениях δ и параметрах зацентровочного отверстия позволит создать давление на опорный базовый торец шпинделя в пределах 98—196 Н/см² (10—20 кгс/см²). Увеличенные значения силы $P_з$ следует рекомендовать при черновой и получистовой обработках. В этом случае от действия сил резания уменьшаются погрешности формы детали, так как за счет большого значения $P_з$ в системе СПИД будет создан больший предварительный натяг, что приведет к общему увеличению жесткости системы. Наибольший эффект по сокращению погрешности формы детали в поперечном сечении получается при чистовой обточке.

Таким образом, если за счет правильной установки давления в цилиндре задней бабки и величины деформации пружины δ обеспечить давление детали на опорный торец шпинделя в пределах $P_з = 98 \div 196$ Н (10—20 кгс), то при биении базового торца заготовки относительно оси зацентровки 0,3—0,35 мм можно добиться сокращения погрешности формы деталей в 3—4 раза. При этом менее жесткие требования предъявляются и к глубине зацентровочных отверстий, которая при прочих равных условиях может колебаться в пределах 0,25—0,3 мм, что при базировании детали на жесткий передний центр в большинстве случаев бывает недопустимым с точки зрения точности линейных размеров деталей. Все это означает, что предлагаемые мероприятия не предъявляют каких-либо дополнительных жестких требований к точности первой операции, а позволяют при относительно большой погрешности заготовки получить значительный эффект по сокращению погрешности формы деталей.

Как показали исследования, при подрезке торцов на фрезерно-центровальном станке МР-71 вследствие значительных по величине и колебанию припусков имеет место искривление оси вала при обработке. Это является причиной появления у заготовок торцового биения порядка 0,3—0,35 мм, что в несколько раз превышает данные на точность станка. Применение плавающего переднего центра при токарной обработке таких заготовок, обеспечивающего

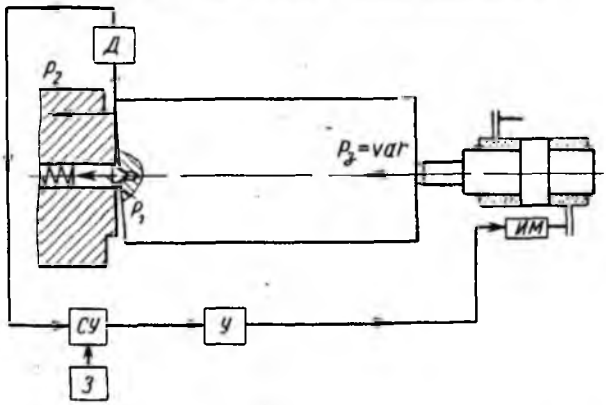
$P_2 = 98 \div 196$ Н (10—20 кгс), позволяет резко уменьшить влияние указанной погрешности на форму деталей.

Определенный эффект по сокращению погрешностей формы деталей может быть получен при применении сферической опоры, которая позволяет равномерно распределить силы P_2 по ее опорной поверхности. Однако при этом возникает сила, лежащая в плоскости YOZ и вызывающая упругие перемещения вдоль линии ее действия. Недостатком в применении сферической опоры является то, что она вносит погрешность на величину линейного размера деталей.

Весьма эффективным средством для сокращения погрешностей деталей, вызванных погрешностями установки (базирования детали и силового замыкания), является использование систем автоматического управления. Как уже было указано, существенное влияние на точность обработки оказывает величина силового замыкания. Эта величина постоянно изменяется не только от детали к детали, но и при обработке детали, так в результате колебания припуска, твердости, затупления режущего инструмента составляющая P_X силы резания изменяется. Для обеспечения постоянства силового замыкания ($P_2 = \text{const}$) может быть использована САУ, блок-схема которой приведена на рис. 4.25.

В процессе установки детали и при обработке с помощью датчика *Д* измеряется значение силы P_2. Это значение сравнивается с заданным, определяемым задатчиком *З*. В случае отклонения текущего значения силы P_2 от предписанного, сигнал, снимаемый со сравнивающего устройства *СУ*, усиливается усилителем *У* и изменяет посредством исполнительного механизма *ИМ* давление в цилиндре задней бабки, обеспечивая тем самым непрерывное поддержание постоянным значение силы P_2. Такая САУ способствует существенному сокращению погрешностей обработки

Рис. 4.25. Блок-схема САУ силовым замыканием



не только при чистовой обточке, но и черновой, позволяя за меньшее число проходов получать детали требуемого качества.

С использованием САУ, блок-схема которой представлена на рис. 4.13, представляется возможным существенно уменьшить влияние погрешности установки детали на точность обработки. В этом случае датчики $Д_{1А}$ и $Д_{1Б}$ при повороте детали (поворот оси центров) будут измерять указанную погрешность и изменять положение режущего инструмента относительно оси. Используя две автономных САУ (см. гл. 5), можно производить коррекцию программоносителя относительно оси центров, тем самым компенсируя погрешность относительных поворотов.

Еще больший эффект по повышению точности обработки дает использование нескольких систем автоматического управления: для поддержания постоянным силового замыкания, для сокращения погрешности установки и управления упругими перемещениями, когда, например, за счет изменения подачи происходит компенсация погрешностей, вызванных колебанием припуска, твердости, затупления режущего инструмента и других факторов.

4.3. УПРАВЛЕНИЕ ШЕРОХОВАТОСТЬЮ ПОВЕРХНОСТЕЙ ДЕТАЛЕЙ

Известно, что параметры режима резания, особенно подача на оборот изделия, оказывают при прочих равных условиях существенное влияние на шероховатость поверхности [2]. В связи с этим выбор требуемой величины подачи во многом обуславливается именно этими соображениями. В частности, для токарной обработки

$$s_{max} = \frac{R_z \sin(\varphi_1 + \varphi)}{\sin\varphi_1 \sin\varphi} \text{ для } r = 0;$$

$$s_{max} = 2\sqrt{r^2 - (r - R_z)^2} \text{ для } r \neq 0,$$

где r, φ, φ_1 — геометрические параметры режущего инструмента;
R_z — характеристика шероховатости поверхности.

Вместе с этим, в процессе обработки деталей на станках подача, будучи установленная постоянной, в действительности изменяется вследствие изменения силового режима и упругости технологической системы. Колебание припуска, твердости, затупление режущего инструмента, изменение динамической жесткости системы СПИД — основные факторы, способствующие непостоянству подачи на оборот изделия.

Особенно большое значение приобретает необходимость управления шероховатостью поверхности при использовании систем автоматического управления упругими перемещениями и другими факторами, когда в качестве регулирующего параметра используется подача или скорость. В связи с этим возникла необходимость в разработке САУ, способствующей поддержанию подачи

на оборот изделия постоянной в независимости от изменения указанных регулирующих параметров. Необходимость создания такого рода систем также обусловлена выпуском все большего количества станков с бесступенчатым регулированием приводов главного движения и подачи. Если приводы главного движения и подачи кинематически связаны, установка подачи осуществляется переключением соответствующих шестерен в гитаре подач. При бесступенчатом изменении скорости главного движения в этом случае номинальное значение подачи остается примерно постоянным. Значительно сложнее обстоит дело при использовании станков, снабженных гидравлическими или электрическими бесступенчатыми приводами, так для установления требуемой подачи на оборот изделия требуется определенное время для согласования работы приводов. В случае гидравлических приводов вследствие постепенного разогрева масла минутная подача, а следовательно, и подача на оборот детали меняется, что требует соответствующих корректив.

Вследствие указанных причин, приводящих к изменению подачи на оборот изделия на примере гидрокопировального полуавтомата 1722, снабженного гидросистемой подачи, была разработана система управления подачей. Привод главного движения станка представлял собой двигатель постоянного тока, посредством чего скорость могла изменяться бесступенчато в диапазоне от нескольких оборотов в минуту до 1500 об/мин. Управление осуществлялось с помощью ЭМУ, а также тиристорного привода. Продольная подача гидрокопировального суппорта на станке изменяется поворотом золотника на гидропанели. Необходимость иметь на станке бесступенчатые приводы подачи и скорости обусловлена необходимостью автоматического управления процессом формообразования поверхностей деталей для оптимизации процесса обработки по соответствующему критерию (см. гл. 6). Для определения подачи на оборот изделия с целью управления ею требуется измерять частоту вращения шпинделя или приводного двигателя, а также величину продольной подачи гидрокопировального суппорта, после чего разделить второе значение на первое. Для измерения частоты вращения приводного двигателя постоянного тока использовали специально смонтированный или встроенный в привод тахогенератор.

Измерение скорости перемещения гидрокопировального суппорта осуществлялось также тахогенератором ТМГ-30П с использованием механического устройства для преобразования поступательного движения во вращательное. С этой целью на штанге *1* гидроцилиндра продольной подачи (рис. 4.26) смонтирован червяк *2* длиной, равной 1 м, имеющий возможность поворачиваться вокруг оси пальца *3*, жестко установленного на штанге. Это необходимо для вывода червяка из зацепления с червячной шестерней *4* при ускоренном ходе гидрокопировального суппорта. Такое разъединение осуществляется включением электромагнита *5* (по

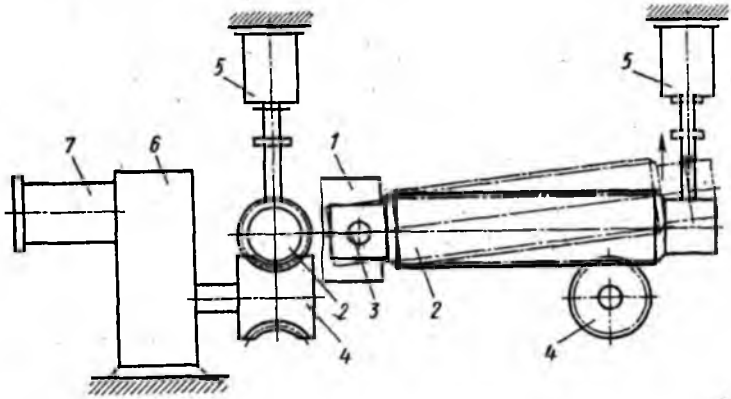


Рис. 4.26. Схема измерения скорости перемещения гидрокопировального суппорта

стрелке) от имеющихся в станке конечных выключателей в автоматическом цикле и от кнопки в цикле наладки. При рабочей подаче, когда осуществляется резание, червяк находится в зацеплении с шестерней *4* и передает ей движение (поступательное движение преобразуется во вращательное). Шестерня *4* жестко закреплена на входном валике редуктора *6* (общее передаточное отношение равно 8), а выходной вал связан с валом тахогенератора *7*. Тахогенератор должен быть тщательно установлен, так как даже незначительное биение его ротора сказывается на величине снимаемого напряжения.

Использование редуктора связано с необходимостью иметь при минимальной продольной подаче напряжение, снимаемое с тахогенератора, в несколько милливольт. В зависимости от характеристики тахогенератора величина редукции может быть изменена. Вместо падающего червяка может быть использована обычная зубчатая рейка с цилиндрической шестерней, заменяющей червячную. К червячной или зубчатой паре должны быть предъявлены повышенные требования по точности.

На рис. 4.27 показано устройство, установленное на гидрокопировальном полуавтомате 1722. Электрическая схема, обеспечивающая требуемое значение подачи на оборот изделия в процессе обработки, представлена на рис. 4.28. Сигнал, получаемый от тахогенератора *ТГ* подачи, пропорциональный скорости движения гидрокопировального суппорта, усиливается транзистором *Т* и подается на одну из обмоток поляризованного реле *РП-5*. На другую обмотку этого же реле подается сигнал с делителя напряжения (резисторов *R4* и *R5*) тахогенератора *ТГ2*, устанавливаемого на приводном электродвигателе постоянного тока (рис. 4.29).

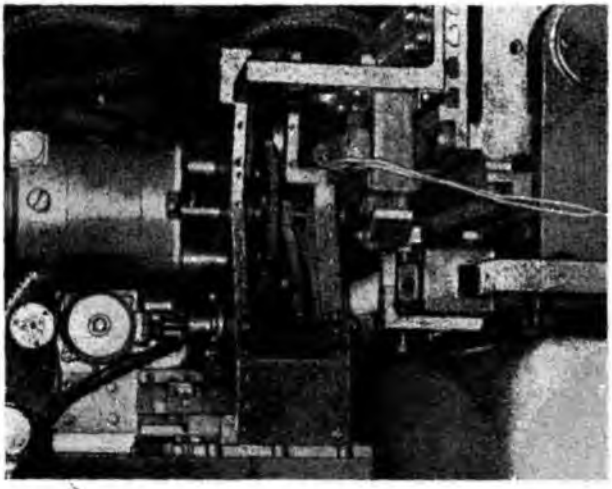


Рис. 4.27. Устройство для измерения скорости перемещения гидрокопировального суппорта

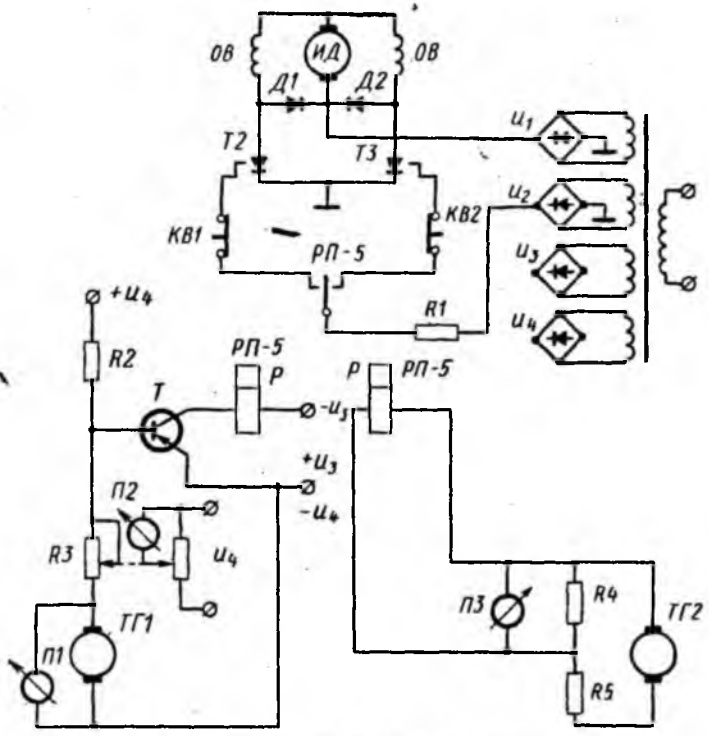


Рис. 4.28. Электрическая схема управления подачей

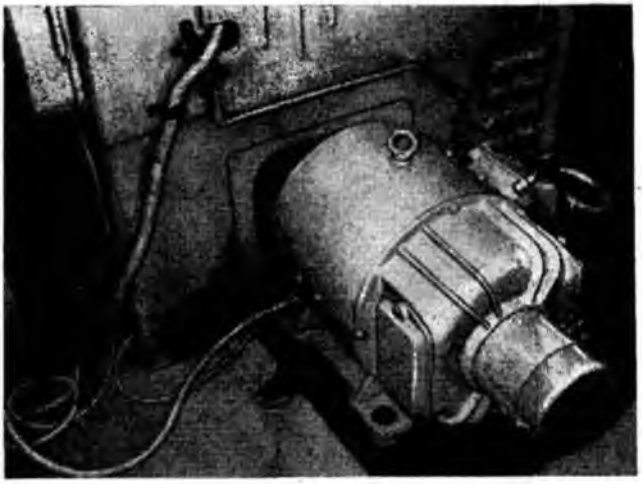


Рис. 4.29. Тахогенератор, установленный на двигателе

В зависимости от величины напряжения на обмотках реле *РП-5* (см. рис. 4.18) происходит замыкание правого или левого контакта, в результате чего «открывается» соответствующий тиристор (*Т2* или *Т3*). При этом запускается двигатель *ИД* (например, типа МС-160), являющийся исполнительным органом рассматриваемой системы управления подачей. Ротор двигателя связан с золотником продольной подачи суппорта, следовательно, его вращение приводит к изменению подачи гидрокопировального суппорта. Необходимая подача на оборот изделия задается потенциометром *R3*, который практически изменяет коэффициент усиления. Величина подачи на оборот изделия заранее тарируется и ее значения можно устанавливать по прибору *П1* (микроамперметр постоянного тока). Вместе с этим аналогичными приборами *П2* и *П3* можно контролировать величину подачи в минуту гидрокопировального суппорта, а также частоту вращения шпинделя.

Схема работает следующим образом. Повернув ручку потенциометра *R3*, устанавливают требуемую величину подачи на оборот изделия, обусловленную, в частности, требуемой шероховатостью поверхности. В этом случае некоторому фиксированному значению частоты вращения двигателя главного движения соответствует вполне определенная минутная подача гидрокопировального суппорта. Подвижной контакт реле *РП-5* занимает нейтральное положение. При изменении частоты вращения шпинделя, а также возможном изменении минутной подачи гидрокопировального суппорта, обусловленном указанными выше возмущающими факторами, замыкается правый или левый неподвижные контакты поляризованного реле *РП-5*, «открывается» один из тиристоров и запускается двигатель *ИД*. Вращение его проис-

ходит до тех пор, пока минутная подача гидрокопировального суппорта не установится равной заданному значению. Таким образом, через тахогенератор *ТГ1* осуществляется обратная связь в системе автоматического управления. Исходя из технических требований и технологических соображений, при необходимости могут быть ограничены конечными выключателями *ВК1* и *ВК2* значения минутной подачи и подачи на оборот.

Экспериментальные исследования, проводимые при обработке деталей типа валов на гидрокопировальном станке 1722 с САУ подачей, показали высокую точность поддержания подачи на оборот изделия (0,003—0,004 мм/об). Величина переходного участка на детали при резком изменении частоты вращения шпинделя почти во всем диапазоне регулирования не превышает 1—2 мм, причем на этом участке шероховатость поверхности находится в пределах заданного класса, что говорит о достаточно высоком качестве процесса управления. Для управления подачей на оборот изделия в случае изменения минутной подачи гидрокопировального суппорта (например, при управлении упругими перемещениями системы СПИД) в качестве регулирующего параметра используется скорость привода главного движения. В этом случае процесс управления осуществляется по аналогичной схеме. При необходимости управлять подачей для изменения шероховатости поверхности по определенному закону программируется соответствующим образом уставка (потенциометром *R3*). Предлагаемый способ и схема могут быть использованы для различных типов технологического оборудования, имеющего раздельные приводы главного движения и подачи.

4.4. УПРАВЛЕНИЕ ИЗНОСОМ РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА

ФАКТОРЫ, ВЛИЯЮЩИЕ НА ИЗНОС РЕЖУЩЕГО ЭЛЕМЕНТА

Многочисленными исследованиями установлено, что режущий инструмент, являясь, как правило, наиболее слабым звеном технологической системы, оказывает существенное влияние на качество, производительность и экономичность процесса обработки. На износ режущего инструмента оказывают влияние многочисленные факторы, связанные с качеством его изготовления, конструкцией, самим процессом формообразования поверхностей обрабатываемых деталей.

В результате проведенных экспериментальных исследований установлено [38], что даже при обработке на постоянном режиме при постоянстве входных параметров заготовок (припуска, твердости и др.) режущий инструмент из одной и той же партии, изготовленный по совершенно идентичной технологии, обладает существенно различными стойкостными свойствами. Разница может достигать нескольких раз, что, естественно, приводит к существен-

ному отклонению от предписанного хода технологического процесса из-за различия стойкости.

При проектировании технологических процессов следует весьма тщательно подходить к выбору геометрических параметров режущих инструментов, которые при прочих равных условиях должны способствовать наиболее высокой его стойкости, что в конечном итоге повышает эффективность процесса обработки. Так, например, чем больше величина угла резания, тем больше деформация, тепловыделение и силы, действующие на резец [2], тем интенсивнее износ резца и ниже его стойкость. При уменьшении угла резания (увеличении положительного значения переднего угла) деформации, силы резания и тепловыделение снижаются и стойкость сначала повышается. Но вместе с увеличением переднего угла уменьшается угол заострения и объем головки резца, вследствие чего теплоотвод от поверхности трения резца и прочность режущего лезвия уменьшаются и, начиная с некоторого значения угла резания, износ повышается (возможно и выкрашивание режущей кромки), а стойкость понижается. Таким образом, всегда есть оптимальное значение угла резания (переднего угла), при котором стойкость будет наибольшей.

Чем больше задний угол резца, тем меньше трение резца о заготовку, тем меньше его износ и выше стойкость. Однако с увеличением заднего угла уменьшается угол заострения и резец становится менее прочным. С некоторого значения заднего угла режущая кромка (особенно у твердых сплавов) начинает выкрашиваться и стойкость резко падает. Поэтому и для заднего угла существует некоторое оптимальное значение угла, при котором стойкость наибольшая при прочих равных условиях. Как показывают исследования, оптимальные значения задних углов лежат в относительно узком пределе (6—15°).

Одним из геометрических параметров, существенно влияющих на допустимую резцом скорость резания, является главный угол в плане. Чем больше этот угол, тем больше (при одинаковой подаче и глубине резания) толщина среза, тем меньше длина активной части режущей кромки и активный (в основном воспринимающий тепло) объем головки резца, тем выше термодинамическая нагрузка на единицу длины лезвия, интенсивнее износ резца и меньше его стойкость. Вместе с этим углы в плане, допускающие более высокие скорости резания, повышают значение составляющей P_Y силы резания, что сказывается на виброустойчивости системы СПИД и качестве обрабатываемых деталей.

Вспомогательный угол в плане также влияет на износ резца, а следовательно, и на его стойкость. При малом вспомогательном угле в плане (меньше 5°) вспомогательная режущая кромка принимает большое участие в побочном резании, что вызывает большие тепловыделение и износ резца, а следовательно, понижает его стойкость. По мере увеличения этого угла работа резания от вспомогательной режущей кромки уменьшается, что приводит

к некоторому повышению стойкости и вследствие этого к повышению скорости, допускаемой резцом при одинаковой стойкости. Однако, начиная с углов 5—10°, в большей степени сказывается уменьшение объема головки резца, приводящее к ухудшению теплоотвода и к большей температурной концентрации на поверхностях трения резца, что снижает допускаемую скорость резания.

При увеличении радиуса закругления (сопряжения) при вершине резца в плане хотя и возрастают деформации и силы P_Z и P_Y, но вместе с тем увеличивается и длина активной части режущей кромки и объем головки резца. Последнее, способствуя усилению теплоотвода, оказывается преобладающим, а поэтому с увеличением радиуса закругления при вершине резца в плане стойкость резца, а следовательно, и скорость резания, допускаемая им, несколько повышаются. Хотя повышенное значение радиуса закругления при вершине резца в плане и содействует повышению скорости резания, но вместе с тем вызывает и значительное увеличение сил P_Z и P_Y. Для того чтобы избежать выкрашивание режущей кромки и вибрации для обычных проходных резцов с твердосплавными пластинками, радиус закругления обычно не превышает 2 мм.

Положительное значение угла λ наклона главной режущей кромки оказывает большое влияние на упрочнение режущей кромки резца, что особенно важно при ударном (прерывистом) резании, при работе по корке и при работе с неравномерным припуском. В связи с этим по мере перехода от отрицательного значения угла λ к положительному (от —15 до +40°) стойкость резца повышается. В диапазоне же $\lambda = 0$—10° изменение стойкости незначительно и им можно пренебречь. Из конструктивных элементов режущего инструмента определенное влияние на стойкость оказывают также форма передней поверхности, сечение державки резца и др. Но в любом конкретном случае существуют оптимальные значения конструктивных параметров, способствующие при прочих равных условиях обеспечению наиболее высокой стойкости инструмента, а следовательно, эффективности обработки деталей.

Существенное влияние на износ режущего инструмента, а следовательно, его стойкость оказывают технологические факторы, имеющие место в процессе формообразования поверхностей деталей. Сюда прежде всего следует отнести припуск (глубину резания), твердость обрабатываемого материала, подачу, скорость резания. Как показали аналитические и экспериментальные исследования, с технологической точки зрения наиболее важным для эффективности обработки деталей является обеспечение постоянства скорости износа инструмента (постоянства закона скорости износа), которая может быть представлена как отношение допускаемого износа режущего инструмента по задней поверхности $h_{доп}$ к стойкости T:

$$v_h = \frac{h_{доп}}{T}.$$

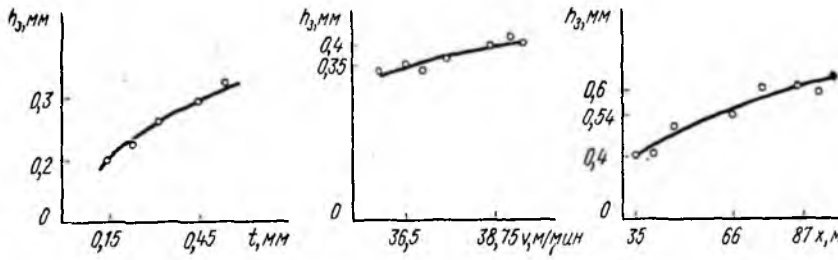


Рис. 4.30. Влияние различных факторов на износ режущего инструмента

Стабилизация требуемой v_h позволила бы наиболее полно использовать режущие свойства инструмента, наиболее правильно осуществить процесс размерной настройки и поднастройки системы СПИД, ритмично производить замену режущего инструмента и т. д., что в совокупности в значительной мере отражается на эффективности процесса обработки в целом. Этому способствует использование систем автоматического управления износом режущего инструмента.

Как было установлено, причинами, нарушающими стабильность закона скорости износа инструмента во времени, является не только колебание качества самого инструмента, но и колебание технологических параметров: глубины резания, скорости, подачи и др. На рис. 4.30 представлены кривые, характеризующие влияние различных факторов на износ режущего инструмента (резца с пластинкой твердого сплава Т15К6) по задней грани при обработке деталей из сплава ЭИ867.

Для некоторых конкретных условий экспериментальные зависимости влияния различных факторов на износ $h_з$ по задней грани могут быть записаны следующим образом:

а) влияние глубины резания

$$h_з = 0{,}512t^{0{,}388};$$

б) влияние скорости резания

$$h_з = 0{,}0344v^{0{,}667};$$

в) влияние времени обработки (через длину x обработанной поверхности)

$$h_з = 0{,}084x^{0{,}44};$$

г) суммарное влияние технологических параметров

$$h_з = 0{,}007t^{0{,}388}v^{0{,}667}x^{0{,}44}.$$

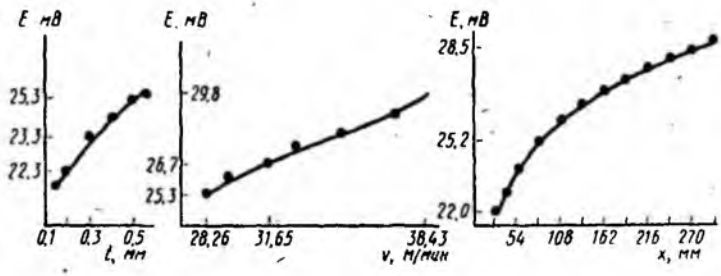


Рис. 4.31. Влияние различных факторов на термо-э. д. с.

Суммарное влияние технологических параметров на скорость износа v_h режущего инструмента может быть представлено следующим образом:

$$v_h = 0{,}0016t^{0{,}388}s_м^{1{,}667}x^{-0{,}56},$$

где $s_м$ — подача в мм/мин.

С точки зрения управления износом режущего инструмента, в процессе обработки важное значение приобретает установление зависимостей указанных технологических факторов на термоэлектродвижущую силу, по которой можно судить о температуре резания, скорости износа инструмента.

На рис. 4.31 представлены кривые, на основании которых были получены следующие зависимости (для материала деталей ЭИ867 и резца Т15К6):

а) влияние глубины резания t

$$E = 28{,}3t^{0{,}158};$$

б) влияние скорости резания

$$E = 3{,}65v^{0{,}576};$$

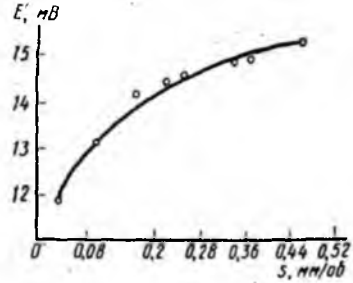
в) влияние времени обработки (через длину x обработанной поверхности)

$$E = 14{,}2x^{0{,}13};$$

г) суммарное влияние технологических факторов

$$E = 2{,}62t^{0{,}158}v^{0{,}576}x^{0{,}13}.$$

Рис. 4.32. Влияние подачи на термо-э. д. с.



Экспериментальными исследованиями было установлено влияние подачи на термо-э. д. с. как одного из регулирующих параметров при управлении процессом обработки. На рис. 4.32 показана экспериментальная зависимость термо-э. д. с. от величины подачи при обработке деталей из стали 45 резцом с пластинкой твердого сплава Т15К6. Исследования показывают, что коле-

бание глубины резания может приводить к довольно существенным колебаниям термо-э. д. с. (и скорости износа инструмента) особенно в зоне относительно малых глубин (до 0,4—0,5 мм). Весьма ощутимо влияние на термо-э. д. с. подачи и особенно скорости резания.

СВЯЗЬ ИЗНОСА ИНСТРУМЕНТА С КАЧЕСТВОМ ДЕТАЛИ, ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТЬЮ И СЕБЕСТОИМОСТЬЮ ОБРАБОТКИ

Износ режущего инструмента практически оказывает влияние на все качественные характеристики обрабатываемых деталей. Так, радиальный износ резцов вызывает постепенное смещение центра группирования точностных параметров деталей (рис. 4.33), что требует проведения своевременных поднастроек системы СПИД. Постепенное затупление инструмента может привести к изменению шероховатости поверхности, что следует учитывать при выборе подачи на оборот изделия. Имеющее место при этом увеличение силового режима может неблагоприятно сказаться на виброустойчивость системы СПИД, упругие перемещения системы возрастают, а это отражается на точности обрабатываемых деталей. Вместе с этим затупление инструмента оказывает влияние на изменение характеристик качества поверхностного слоя деталей (глубину наклепа, твердость и др.), а следовательно, на их долговечность и надежность в работе.

Из формулы себестоимости обработки детали

$$C_0 = \frac{\sum t_м a_{с.\,п}}{Q_T} + \frac{\sum t_в + t_{см.\,и}}{Q_T} a'_{с.\,п} +$$

$$+ \frac{t_ц a_р}{Q_T} + \frac{B}{Q_T} + \frac{t_{см.\,и}}{Q_T} a_и + \frac{T_{п.\,з}}{Q} (a'_{с.\,п} + a_р + a_и)$$

видно существенное влияние износа режущего инструмента на производительность и экономичность процесса обработки.

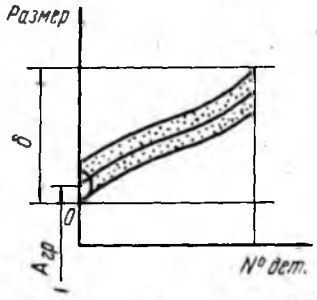
Скорость износа режущего инструмента в общем виде может быть представлена следующим образом:

$$v_h = k_{v_h} v^{u_v}.$$

Исходя из этого, для конкретного случая обработки деталей типа валов из стали 45 резцами с пластинкой твердого сплава Т15К6 зависимость себестоимости от коэффициента k_{v_h}, характеризующего режущие свойства инструмента, имеет вид

$$C_0 = 669 k_{v_h}^{\frac{1}{3,3}} + 2{,}81.$$

Рис. 4.33. Схема смещения центра группирования при износе инструмента



На рис. 4.34 представлена эта зависимость; из нее видно, какое существенное влияние оказывает качество инструмента на себестоимость процесса обработки.

Производительность процесса обработки в значительной степени зависит от трудоемкости настройки, которая в формуле себестоимости выражена через $t_{см.\,и}$. Чем хуже качество режущего инструмента, тем больше скорость смещения центра группирования размеров обрабатываемых деталей, а следовательно, частота поднастроек системы СПИД. Увеличение же частоты поднастроек снижает производительность процесса в целом, так как за некоторый фиксированный промежуток времени количество обработанных деталей снижается.

Существенное влияние на себестоимость обработки деталей оказывает допустимая величина износа инструмента $h_{доп}$. На рис. 4.35 представлена эта зависимость, аналогичное выражение которой для конкретного указанного выше случая может быть представлена так:

$$C_0 = 29{,}75 + \frac{449}{h_3}.$$

Отсюда видно, что создание инструментов, которые бы допускали большие значения h_3, во многом бы способствовало увеличению эффективности процесса обработки.

Так как режущие инструменты, взятые даже из одной и той же партии, обладают существенно различными режущими свойствами, настройку технологической системы наиболее правильно вести по наихудшему из них. В связи с этим инструменты с повышенными режущими свойствами используются неэкономично, поскольку они допускают более высокие режимы обработки с условием обеспечения постоянства стойкости. Настройка по наилучшему инструменту приводит к существенному падению эффективности операции технологического процесса вследствие непреду-

Рис. 4.34. Влияние качества инструмента на себестоимость обработки детали

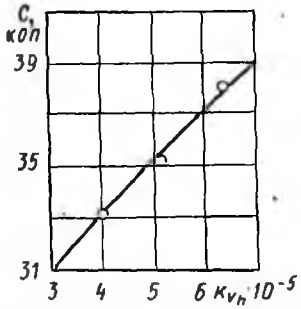
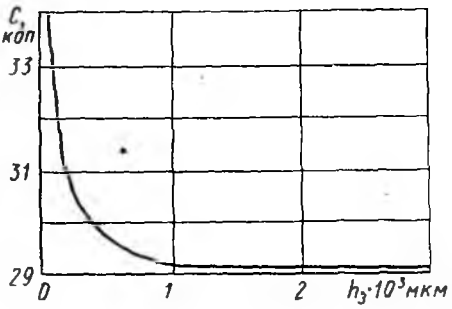


Рис. 4.35. Влияние на себестоимость обработки деталей допустимой величины износа инструмента



смотренных и случайных перерывов в работе, а также часто к нарушению заданных технических условий на деталь. Обеспечение стабильности стойкости инструментов является одной из важнейших задач при проектировании технологических процессов обработки деталей. Успешному ее решению во многом способствуют системы автоматического управления износом режущего инструмента.

СПОСОБЫ ПОЛУЧЕНИЯ ИНФОРМАЦИИ ОБ ИЗНОСЕ РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА

Выбор управляемых величин и параметров управления износом режущего инструмента

Измерять скорость износа, а также износ режущего инструмента в процессе обработки в большинстве случаев бывает весьма затруднительно, а иногда просто невозможно. В связи с этим оценка указанных характеристик инструмента ведется косвенными методами, из которых наибольшее распространение получил метод измерения температуры резания или термо-э. д. с. В настоящее время существует несколько способов измерения температуры резания, износа инструмента; искусственной термопарой, полуискусственной термопарой, естественной термопарой, оптическими устройствами, радиационным методом и др.

При измерении искусственной термопарой в отверстие резца вставляют термопару, например «медь—константан». Под влиянием температуры, возникающей в зоне резания, разогревается рабочий спай термопары, в результате чего в электрической цепи возникает термо-э. д. с., регистрируемая соответствующими приборами. Недостатками этого метода являются следующие: относительная сложность устройства термопары; отсутствие возможности измерения действительной температуры резания вследствие удаления спая термопары от зоны резания; сравнительно большая постоянная времени термопары и др.

Метод полуискусственной термопары по сути дела является усовершенствованным вариантом искусственной термопары, вследствие чего ему присущи указанные выше недостатки.

В естественной термопаре спаем являются разнородные материалы обрабатываемой детали и режущего инструмента. Как показали исследования многих авторов, именно использованием естественной термопары удается наиболее правильно судить о температуре резания. Такой метод получения информации обладает многими преимуществами по сравнению с другими и прежде всего с точки зрения использования этой информации для управления процессом обработки: безынерционность, удобство получения термо-э. д. с., надежность и др. Использование оптических и радиационных методов весьма затруднено, в связи с чем их использование ограничено.

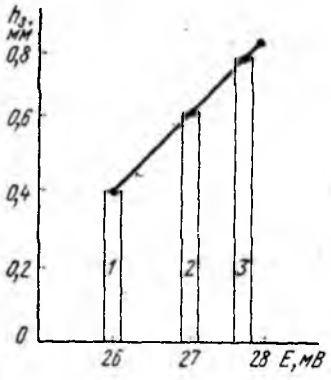


Рис. 4.36. Экспериментальная зависимость износа пластинок твердого сплава Т15К6 при обработке деталей из сплава ЭИ867

Для оценки скорости износа режущего инструмента была использована естественная термопара. Здесь следует указать, что данным методом представляется возможным оценивать режущий инструмент по его режущим свойствам. Проведенные исследования показали, что если производить обработку деталей с постоянным припуском (глубиной), подачей, скоростью, то в зависимости от качества инструмента значения термо-э. д. с. различны. Установлена следующая закономерность: если пластинка твердого сплава обладает лучшими режущими свойствами (большей стойкостью при прочих равных условиях), то значение термо-э. д. с. меньше по сравнению с пластинкой, обладающей худшими режущими свойствами. Это означает, что при управлении процессом износа режущего инструмента можно использовать наиболее полно его режущие свойства за счёт изменения параметров режима обработки.

На рис. 4.36 представлена экспериментальная зависимость износа пластинок твердого сплава Т15К6 при обработке деталей из сплава ЭИ867 на некотором постоянном режиме. Пластинка *1* давала значение термо-э. д. с. 26 мВ, пластинка *2* — 27 мВ и пластинка *3* — 27,7 мВ. Как следует из полученных результатов, меньшее значение термо-э. д. с. всегда означает, что данная пластинка обладает лучшими режущими свойствами. Это было подтверждено многочисленными экспериментальными исследованиями при обработке различных материалов.

Как уже было указано, на колебание скорости износа инструмента влияет не только качество режущих пластинок, но и колебание технологических параметров, таких, как глубина резания, подача, скорость. В процессе обработки деталей на станках основными возмущающими факторами являются колебание припуска, твердости и затупление режущего инструмента. Так как их колебание приводит к колебанию температуры резания, колеблется и скорость износа инструмента. Учитывая существенное влияние на температуру резания, а также на термо-э. д. с. подачи и скорости, эти параметры режима резания могут быть использованы в качестве регулирующих при управлении.

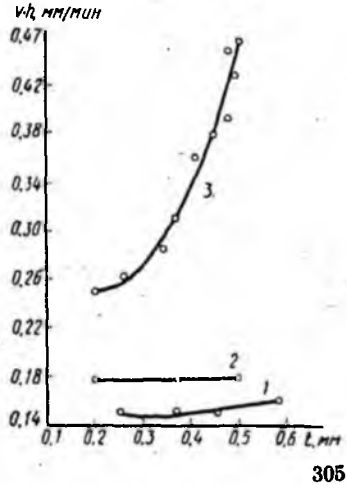
Исследования показали, что в различных конкретных случаях наибольший эффект может дать управление температурой термо-э. д. с. за счет автоматического изменения скорости резания в режиме связанных приводов главного движения и подачи, изменения подачи, а также изменения подачи и скорости одновременно.

Так, например, первый способ управления наиболее приемлем при использовании систем автоматического управления упругими перемещениями в результате изменения размера статической настройки, а третий при использовании САУ упругими перемещениями за счет изменения размера динамической настройки.

Перед проектированием соответствующей САУ износом режущего инструмента требовалось выяснить закономерность изменения скорости износа режущего инструмента в зависимости от колебания припуска, как одного из основных возмущающих факторов. Было сделано предположение, что в процессе обычной обработки, без использования каких-либо САУ, колебание припуска (например, его увеличение), затупление режущего инструмента вызывают увеличение температуры резания, а следовательно, и термо-э. д. с. В свою очередь, увеличение температуры способствует ускорению износа инструмента, а последнее, как положительная обратная связь рассматриваемого контура, способствует увеличению температуры и т. д. Следовательно, разрывая эту связь посредством автоматического поддержания постоянным заданного значения термо-э. д. с., можно в значительной степени добиться постоянства скорости износа или, точнее, постоянства закона изменения скорости износа.

Проведенные экспериментальные исследования подтвердили сделанные предположения. Результаты одного из многих экспериментальных исследований по выявлению характера скорости износа режущего инструмента (в данном случае обрабатывался материал ЭИ867 резцом с пластинкой Т15К6) дали возможность построить график (рис. 4.37). Кривые *1* и *2* соответствуют работе с постоянным значением термо-э. д. с., которое поддерживалось за счет изменения скорости резания (при постоянстве подачи на оборот изделия) — кривая *2* и за счет изменения скорости резания в режиме раздельных приводов главного движения и подачи (т. е. при изменении скорости и подачи на оборот изделия) — кривая *1*. Кривая *3* характеризует изменение скорости износа при работе без использования САУ.

Рис. 4.37. Результаты исследования скорости износа режущего инструмента



При дифференцированном измерении скорости износа инструмента было установлено, что в ряде случаев до $h_з = 0{,}1$ мм с использованием САУ имеет место ускоренный износ (скорость износа выше, чем средняя), однако затем скорость его стабилизируется и остается постоянной.

По мере того как идет затупление инструмента, режим обработки автоматически несколько снижается (например, снижается скорость резания), причем можно сравнительно точно установить по изменению скорости или подачи момент достижения режущим инструментом допустимого износа, например, при уменьшении скорости до некоторого установленного минимального значения подается сигнал на смену режущего инструмента, так как дальнейшая его эксплуатация не является экономичной.

Так как установка режима обработки происходит с ориентацией на худший инструмент по его режущим свойствам, более качественный инструмент остается недоиспользованным. В случае САУ при обработке деталей более качественным инструментом автоматически повышаются режимы обработки для наиболее экономичного использования режущих свойств данного инструмента, в результате чего производительность процесса возрастает.

Было установлено, что для данной пары «деталь—инструмент» можно с достаточной степенью точности установить значения термо-э. д. с., соответствующие определенным значениям скорости износа инструмента. Установка требуемого значения термо-э. д. с. осуществляется только поворотом ручки соответствующего потенциометра в САУ.

При необходимости изменять во времени скорость износа режущего инструмента автоматически вносится коррекция в задающее устройство. Это может иметь значение для «спрямления» первоначального участка кривой скорости износа с целью дальнейшего увеличения эффективности процесса обработки. Однако в большинстве случаев вследствие относительной малости этого участка обработка может происходить и без коррекции.

СРЕДСТВА УПРАВЛЕНИЯ ИЗНОСОМ РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА

Для управления износом режущего инструмента на базе гидрокопировального станка 1722 была спроектирована и исследована система автоматического управления. В качестве аналога для оценки скорости износа инструмента была принята термо-э. д. с., измеряемая методом естественной термопары. В качестве регулирующих параметров использовались скорость резания, подача, а также скорость и подача одновременно.

Одним из важнейших этапов при проектировании САУ является правильный выбор места встройки датчика. С этой целью были исследованы различные конструкции резцов: с быстросменной твердосплавной пластинкой, с напайной твердосплавной пластинкой, цельные твердосплавные, резцы с различными покрытиями и видами изоляционных материалов (рис. 4.38). Исследования показали, что с точки зрения информативной ценности наиболее надежными являются следующие конструкции резцов: со сменной твердосплавной пластинкой и изолированной от корпуса резца твердосплавной иглой, которая с помощью пружины

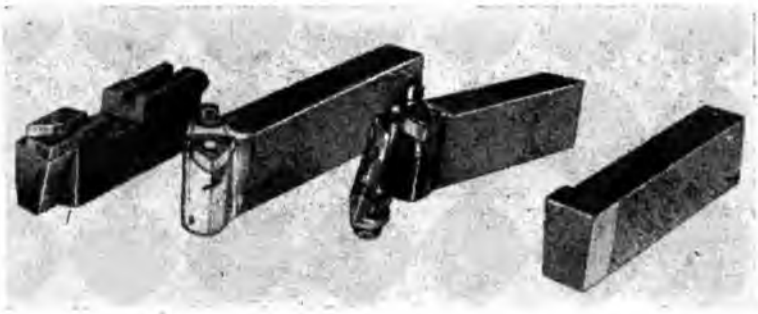
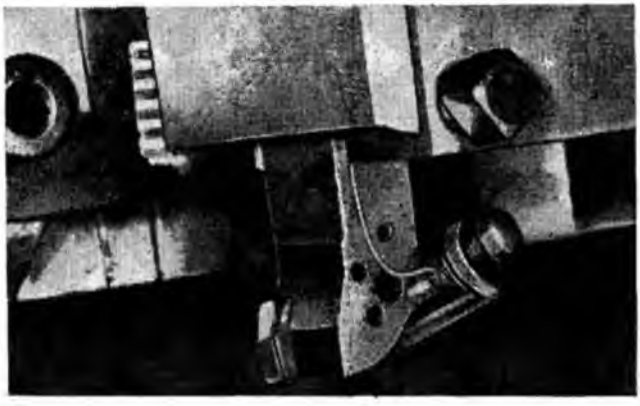


Рис. 4.38. Наиболее характерные конструкции резцов, применяемые при исследовании

находится в постоянном контакте с пластинкой твердого сплава; с напайной пластинкой и изолированной иглой, также находящейся в контакте с твердосплавной пластинкой с помощью пружины; цельные твердосплавные резцы. На рис. 4.39 показан резец со сменной твердосплавной пластинкой, установленный на станке. Информация о термо-э. д. с. снималась твердосплавной иглой, соприкасающейся с пластинкой, а также специальным токосъемником, установленным на заднем центре станка.

В качестве исполнительных механизмов использовались двигатели постоянного тока, работающие от ЭМУ и тиристорного привода, причем последний показал наилучшие результаты с точки зрения качества управления. Указанные приводы использовались для изменения частоты вращения шпинделя станка при управлении термо-э. д. с. за счет изменения скорости. Для регулирования

Рис. 4.39. Резец для снятия термо-э. д. с., установленный в резцедержателе



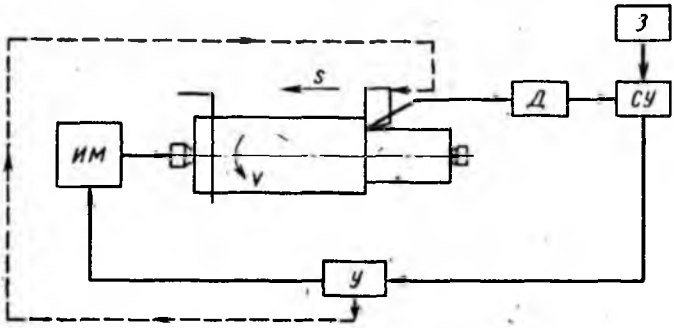


Рис. 4.40. Блок-схема САУ износом режущего инструмента

подачи использовался малогабаритный двигатель постоянного тока, выполненный совместно с тормозом. Ротор этого двигателя приводил в движение гидравлический золотник станка, посредством которого изменялась скорость перемещения гидрокопировального суппорта относительно детали, а следовательно, подача на оборот изделия.

На рис. 4.40 показана блок-схема САУ износом режущего инструмента. Сигнал, снимаемый с датчика *Д* (естественная термопара), поступал на вход сравнивающего устройства *СУ*, где сравнивался с заданным значением, задаваемым задатчиком *З*. Усиленный усилителем *У* результирующий сигнал (с учетом величины и знака) воздействовал на исполнительный механизм САУ, изменяя тем самым регулирующие параметры (подачу, скорость или подачу и скорость одновременно) таким образом, чтобы текущее значение термо-э. д. с. было равно заданному. Таким образом, регулятор САУ постоянно находился в режиме, способствующем устранению рассогласования между текущим и заданным значением термо-э. д. с.

Наилучшие результаты с точки зрения качества управления показал вариант САУ термо-э. д. с. за счет изменения скорости вращения шпинделя в режиме связанных приводов, т. е. когда подача на оборот изделия оставалась постоянной в независимости от частоты вращения детали. Для этого дополнительно использовалась система управления подачей, рассмотренная в разд. 4.3.

На рис. 4.41 представлена принципиальная электрическая схема спроектированной САУ износом режущего инструмента. Текущее значение термо-э. д. с. (*E*) поступает на один из входов операционного усилителя *УПТ* (интегральная схема), а на другой вход подается сигнал, равный заданному значению термо-э. д. с. посредством делителя напряжения, собранного на резисторах *R1*, *R2*, *R3*, *R4*. Текущее и заданное значения термо-э. д. с. сравниваются, и разностный сигнал с учетом знака усиливается усилителем *УПТ*, а также вторым каскадом усиления, собранным из транзисторов *Тр1* и *Тр2*, в цепи коллекторов которых подклю-

чена обмотка поляризованного реле *РП-5*. Контакты этого реле управляют тиристорами *Т1* и *Т2*, которые, в свою очередь, включены в обмотки возбуждения двигателя *Дв*. Последний управляет тиристорным приводом. При равенстве текущего и заданного значения термо-э. д. с. сигнал на выходе усилителей равен нулю, поэтому контакт реле *РП-5* находится в нейтральном положении. При этом все тиристоры выключены, двигатель *Дв* не вращается, а шпиндель станка вращается с некоторой постоянной частотой. При рассогласовании между текущим и заданным значениями термо-э. д. с. на выходе усилителей появляется сигнал того или иного знака (в зависимости от того, больше или меньше текущее значение термо-э. д. с. по отношению к заданному), включается соответствующий неподвижный контакт поляризованного реле *РП-5*. Благодаря этому включается соответствующий тиристор и двигатель *Дв* начинает вращаться, уменьшая или увеличивая скорость вращения шпинделя станка. Процесс управления идет до тех пор, пока текущее значение термо-э. д. с. не установится равным заданному. Требуемое значение термо-э. д. с., соответствующее рассчитанному значению скорости износа режущего инструмента, задается потенциометром *R4*. В САУ предусмотрены соответствующие тумблеры для переключения, при необходимости, на режим управления термо-э. д. с. за счет изменения подачи или подачи и скорости одновременно.

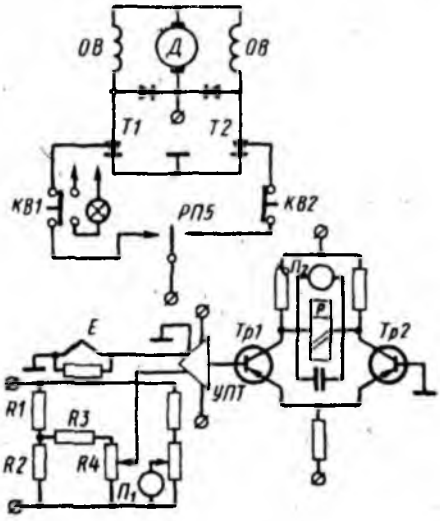


Рис. 4.41. Электрическая схема САУ износом режущего инструмента

Исследование качества САУ показало, что стабильность поддержания термо-э. д. с. составляет около 0,2 мВ, что соответствует стабилизации температуры резания с точностью 10° С; время переходного процесса не превышает 0,5—1 с. При использовании рассмотренной системы управления подачей на оборот изделия шероховатость поверхности поддерживается заданной независимо от изменения частоты вращения шпинделя станка. По падению производительности (например, по минутной подаче), связанной с достижением режущим инструментом допустимого износа, можно судить о моменте смены инструмента.

Проведенные экспериментальные исследования обработки деталей типа валов из стали 45 и ЭИ867 резцами с пластинками

Т15К6 показали следующие результаты. Скорость износа режущего инструмента, соответствующая заданному значению термоэ. д. с., поддерживалась постоянной независимо от причин, нарушающих предписанный ход технологического процесса. Стойкость инструмента при постоянстве объема снимаемого металла в единицу времени увеличилась в 1,5—2 раза, причем особенно большой эффект по повышению стойкости наблюдается при обработке труднообрабатываемых сплавов.

Таким образом, использование САУ износом режущего инструмента позволяет существенно повысить эффективность процесса обработки деталей в целом. При этом наиболее полно используются режущие свойства инструмента, повышается стойкость его, производительность процесса возрастает, сокращаются расходы на режущий инструмент, снижается себестоимость обработки деталей.

4.5. УПРАВЛЕНИЕ КАЧЕСТВОМ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ

Эффективность современных машин с точки зрения их быстроходности, мощности, долговечности и других показателей в значительной степени определяется качеством поверхностного слоя входящих в них деталей. Исследованиями установлено [14, 20, 33 и др.], что основными характеристиками, определяющими состояние поверхностного слоя, являются глубина распределения наклепа, микротвердость поверхностного слоя, величина, знак остаточных напряжений и ряд других. При создании машин эти характеристики должны быть заданы для деталей исходя из их служебного назначения как по номинальной величине, так и допускаемым отклонениям. Эксплуатационные качества деталей зависят не только от конструктивных форм, точности изготовления, состава и структуры материала, но и в значительной степени обуславливаются указанными характеристиками поверхностного слоя, полученными в процессе механической и других видов обработки.

Исследованиями установлено, что все многообразие возмущающих факторов, имеющих место при механической обработке, с точки зрения их влияния на изменения количественных значений характеристик поверхностного слоя проявляется через силу и температуру резания. В процессе формообразования поверхностей обрабатываемых деталей последние не остаются постоянными, а изменяются вследствие колебания припуска, твердости заготовок, затупления режущего инструмента, изменения геометрии резания и т. д. Вместе с этим, варьирование такими параметрами, как скорость и подача, также приводит к изменению силового и температурного режимов обработки.

Так, при увеличении усилий резания и степени пластических деформаций имеет место повышение степени наклепа. Увеличение

продолжительности воздействия сил резания на поверхностный слой металла приводит к увеличению глубины распределения наклепа. Например, при токарной обработке наклеп поверхностного слоя увеличивается с увеличением глубины резания, твердости исходного материала заготовки, подачи, радиуса при вершине резца и т. д.

Так как увеличение подачи приводит к росту пластической деформации поверхностного слоя металла, то при обработке пластичных металлов (у которых под действием напряженного поля стружки формируются остаточные напряжения растяжения) увеличение подачи сопровождается ростом напряжений растяжения. Увеличение же подачи при точении малопластичных материалов, как правило, вызывает увеличение пластической деформации, остаточных напряжений сжатия и глубины их проникновения в металл поверхностного слоя.

Увеличение скорости резания как бы уменьшает продолжительность воздействия деформируемых сил на металл, что способствует уменьшению глубины наклепа. Но, вместе с этим, повышение скорости увеличивает выделение тепла в зоне резания.

При обработке сталей, претерпевающих фазовые изменения, при увеличении скорости возрастающее тепло может вызвать поверхностную закалку обрабатываемой детали, а это приводит к повышению микротвердости поверхностного слоя металла (в этом случае упрочнение уже связано с фазовыми изменениями). При обработке деталей, материал которых малопластичен, напряженное поле подрезцового слоя формирует остаточные напряжения сжатия и всякое повышение сил резания сопровождается ростом сжимающих напряжений. Если же материал деталей пластичен, возникают остаточные напряжения растяжения, причем всякое увеличение сил резания приводит к росту растягивающих напряжений. Кроме того, увеличение скорости резания при прочих равных условиях обычно приводит к уменьшению глубины наклепа.

С увеличением износа режущего инструмента возрастает трение его задней поверхности об обрабатываемую поверхность детали, что приводит к увеличению силового и температурного режимов, совместное действие которых изменяет количественные значения характеристик качества поверхностного слоя.

На рис. 4.42, 4.43 и 4.44 представлены зависимости, характеризующие влияние различных технологических параметров на качество поверхностного слоя (глубину наклепа, степень наклепа и величину остаточных напряжений [14, 20, 33] и др.). Колебание входных параметров заготовок, затупление режущего инструмента приводят к существенному изменению количественных значений получаемых характеристик. Вместе с этим, эти значения претерпевают значительные изменения при варьировании скорости и подачи в процессе обработки.

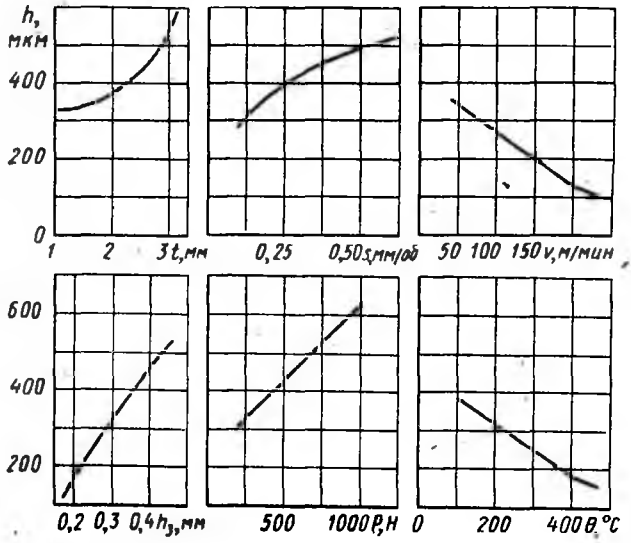


Рис. 4.42. Влияние технологических параметров на характеристики качества поверхностного слоя (глубина наклепа)

Анализ зависимостей дал основание разработать системы автоматического управления характеристиками качества поверхностного слоя обрабатываемых деталей путем соответствующего изменения силового и температурного режима резания. Так например при колебании припуска изменяется глубина резания и следовательно — глубина наклепа. Изменяя силу резания (или отдельных ее составляющих для конкретных условий обработки), можно получить информацию о глубине наклепа. Причем, в качестве регулирующего параметра может быть использована подача, изменение которой существенно сказывается на силовом режиме.

Исследования показывают, что управлять указанными выше характеристиками качества поверхностного слоя наиболее целесообразно за счет изменения подачи, скорости (подачи и скорости одновременно), геометрии резания, а также размера статической настройки (при калибрующе-упрочняющих методах обработки).

В настоящее время разработаны системы управления, позволяющие автоматически управлять параметрами режима резания с целью обеспечения заданного качества поверхностного слоя. На рис. 4.45 представлена блок-схемаСАУ, задачей которой является обеспечение необходимого температурного и силового режима обработки. Принцип ее работы состоит в следующем. На основании требований, предъявляемых к качеству поверхностного слоя, задается требуемый уровень силового и температурного режима. Датчик $Д_р$ снимает информацию о силовом режиме, которая сравнивается в сравнивающем устройстве $СУ_р$ с задан-

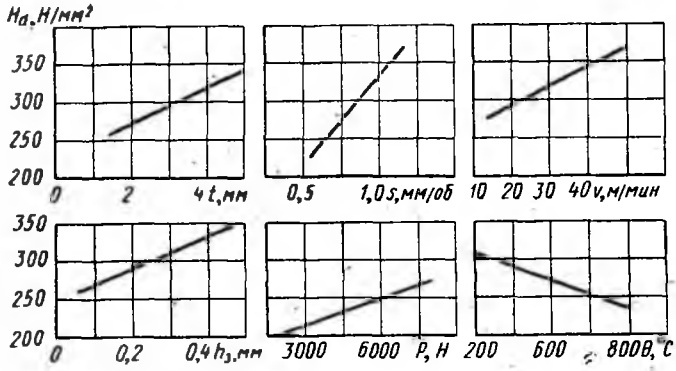


Рис. 4.43. Влияние технологических параметров на характеристики качества поверхностного слоя (степень наклепа)

ной величиной, определяемой задатчиком $З_р$. Результирующий сигнал усиливается усилителем $УС_р$ и поступает в рабочий исполнительный механизм $ИМ_р$, который регулирует скорость перемещения продольного суппорта (подачу s). Одновременно с этим датчик $Д_\theta$ снимает информацию о температурном режиме (например, посредством естественной термопары). Текущее значение температуры в сравнивающем устройстве $СУ_\theta$ сравнивается с заданным (определяемым задатчиком $З_\theta$). Результирующий сигнал усиливается усилителем $УС_\theta$ и изменяет режим работы исполнительного механизма $ИМ_\theta$ (бесступенчатый привод), тем самым изменяя частоту вращения шпинделя.

В зависимости от конкретных условий обработки (материала, инструмента, колебания входных параметров заготовок, требу-

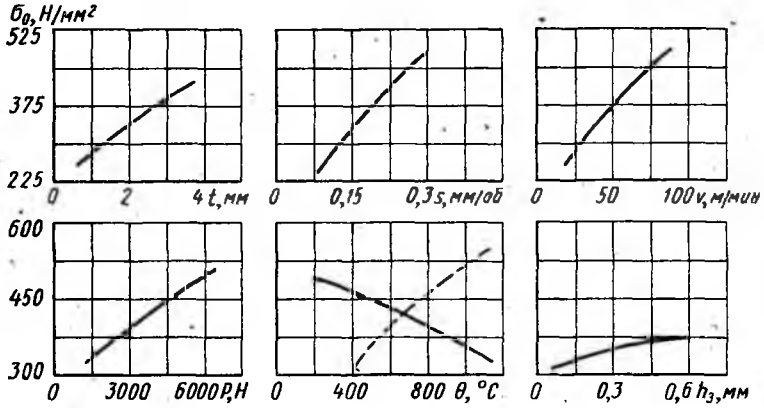


Рис. 4.44. Влияние технологических параметров на характеристики качества поверхностного слоя (величину остаточных напряжений)

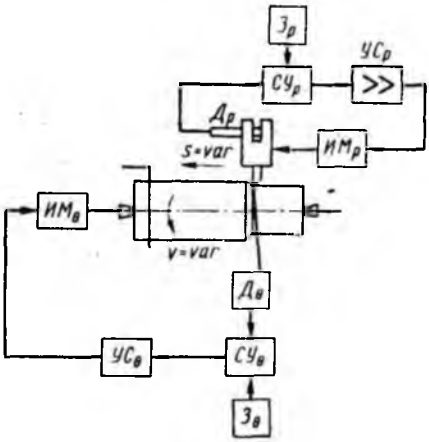


Рис. 4.45. Блок-схема САУ силовым и температурным режимом обработки

емых значений характеристик качества поверхностного слоя) управлять процессом обработки можно поддержанием заданного силового режима, отдельно температурного режима, а также силового и температурного одновременно. Например, при обычной токарной обработке деталей из конструкционных сталей, а также при управлении процессом были получены следующие результаты. При отсутствии управления обрабатывались заготовки с колебанием припуска 2 мм (изменение глубины от 1 до 3 мм на сторону), скоростью резания 100 м/мин, подачей 0,21 мм/об. Измерение внутренних напряжений, произведенное на рентгенографической установке, показало, что колебание их на участках деталей с разным припуском составляет 6—12 кгс/мм² (58,8—117,6 Н/мм²), причем участку с глубиной резания 1 мм соответствовали растягивающие напряжения 37 кгс/мм² (362,2 Н/мм²), а на большей глубине зон напряжения увеличивались.

При обработке деталей с использованием системы автоматического управления за счет изменения подачи (которая, поддерживая постоянным размер динамической настройки, по сути дела способствует и стабилизации силового режима) величина внутренних растягивающих напряжений в поверхностном слое деталей оставалась постоянной и равной 37 кгс/мм² (362,6 Н/мм²) и лишь только в некоторых деталях из серии было отклонение 1—3 кгс/мм² (9,8—29,4 Н/мм²). Здесь важно подчеркнуть, что при обычной обработке на поверхности детали всегда возникали большие надрывы и микротрещины, кроме того, появлялась неоднородность структуры. При управлении процессом структура более равномерная и практически отсутствуют надрывы и микротрещины. При использовании только системы автоматического управления, способствующей стабилизации температурного режима, обеспечивается более равномерная структура по сравнению со всеми рассмотренными случаями. Здесь имеет место нестабильность величины остаточных напряжений, хотя она и несколько меньше, чем при обычной обработке.

При использовании системы автоматического управления силовым режимом надежно стабилизируется глубина и степень наклепа. Так, например, точность стабилизации глубины наклепа не превышает 10%, в то время как при обычной обработке она колеблется от нескольких десятков до сотен процентов в зависи-

мости от колебания припуска. Если служебным назначением обрабатываемых деталей определяется достаточно высокая точность стабилизации комплекса характеристик качества поверхностного слоя (например, внутренних напряжений, глубины и степени наклепа) целесообразно использовать многомерные системы автоматического управления, в частности, одновременное изменение скорости резания и подачи в процессе формообразования. Первая из них обычно используется для управления температурным режимом, а вторая — силовым. Проведенные экспериментальные исследования показали достаточно высокую их эффективность при управлении комплексом характеристик качества поверхностного слоя деталей.

Важно отметить, что рассмотренные системы управления позволяют не только стабилизировать соответствующие характеристики качества поверхностного слоя, но и установкой на пульте управления надлежащего силового и температурного режимов обеспечить необходимые номинальные их значения. Применение систем управления существенно повышает производительность технологического процесса в целом, так как трудоемкость последующих операций (особенно финишных) повышается, сокращается цикл обработки деталей, уменьшается число необходимого оборудования и другие, вытекающие отсюда благоприятные последствия, связанные с эффективностью обработки.

Многочисленные исследования и производственный опыт предприятий показывают, что способами пластического деформирования можно получить существенное улучшение качества поверхности, поверхностного слоя, повышение точности обрабатываемых деталей. Например, при обкатывании и раскатывании многороликовыми, жесткими планетарными и дифференциальными головками деталей типа тел вращения даже за один проход представляется возможным добиться уменьшения шероховатости поверхности с 5—6 до 10—12 класса чистоты, увеличение твердости поверхностного слоя, на 20—25% и коэффициента уточнения в 2 раза и более. Исследованиями установлено, что при использовании калибрующе-упрочняющих методов твердость поверхностного слоя, глубина наклепа и величина остаточных напряжений возрастают с увеличением давления между обрабатываемой деталью и инструментом. В зависимости от марки обрабатываемого материала и режимов обкатывания и раскатывания глубина наклепанного слоя может изменяться в пределах от нескольких микрометров до десятков миллиметров, а твердость поверхностного слоя увеличивается на 40—50%. Обкатывание и раскатывание способствуют повышению пределу усталости, улучшению чистоты обрабатываемой поверхности, но вместе с этим чрезмерное давление может вызвать перенаклеп поверхности, ее шелушение и отслаивание.

Колебание входных параметров заготовок при использовании калибрующе-упрочняющих методов обработки приводит к зна-

чительному колебанию количественных значений характеристик качества поверхностных слоев деталей. Так, например, при обкатывании штоков гидравлических шахтных стоек с перепадом диаметра 68 мкм на длине 980 мм [37] колебание шероховатости составляет 3—4 класса чистоты диаметра — до 20 мкм, твердости — до 20% и более; при этом имеет место неодинаковая глубина наклепа, а также остаточные напряжения. Следствием этого является существенное колебание эксплуатационных свойств деталей. Например, при обработке на повышенных натягах и проявлении схватываемости мягких и вязких материалов наблюдается износ деталей шахтных стоек, который интенсивнее обычного в 300—500 раз.

Исследования показывают, что при использовании калибрующе-упрочняющих методов с целью стабилизации количественных значений характеристик качества поверхностного слоя эффективным средством является применение систем автоматического управления силовым режимом (натягом). Так, при обкатывании штоков гидравлических шахтных стоек была использована САУ, принцип действия которой заключается в следующем. Нажимная конусная втулка обкатного устройства получает вращение через клиноременную передачу от шпинделя токарного станка, на котором обрабатывают детали. Заготовка, поддерживаемая люнетом, вводится в зону деформирования и, обкатываясь, проходит насквозь засчет самоподачи. В процессе деформирования заготовки измеряют крутящий момент на сепараторе тензодатчиком, укрепленным на гибкой пластине хомутика. Полученный сигнал усиливается электронным усилителем, сравнивается с заданным опорным сигналом, величина которого выбирается пропорциональной требуемому натягу, исходя из необходимости обеспечения заданного качества поверхностного слоя. Результирующий сигнал поступает на исполнительный орган САУ. При превышении установленного значения крутящего момента электродвигатель исполнительного органа вращается в одну сторону, а при понижении — в другую, тем самым изменяя размер статической настройки путем выдвижения сепаратора с роликами в конусную втулку или же выдвижения ее с помощью червячной передачи. Таким образом, система автоматического управления обеспечивает стабилизацию радиальной силы независимо от колебания входных параметров заготовок.

Глава 5

УПРАВЛЕНИЕ РАЗМЕРНОЙ ПЕРЕНАСТРОЙКОЙ СИСТЕМЫ СПИД С ОДНОГО ТИПОРАЗМЕРА ДЕТАЛИ НА ДРУГОЙ ПО ТОЧНОСТНЫМ ПАРАМЕТРАМ

5.1. ЗАДАЧИ, РЕШАЕМЫЕ ПРИ РАЗМЕРНОЙ ПЕРЕНАСТРОЙКЕ СИСТЕМЫ СПИД ПО ТОЧНОСТНЫМ ПАРАМЕТРАМ

Необходимость увеличения производительности труда во всех отраслях народного хозяйства требует постоянного обновления и совершенствования машин, создания новых с более высокими качественными показателями. В связи с этим одним из главнейших направлений в современной технологии машиностроения и станкостроении является выпуск станков и линий, позволяющих автоматически, без вмешательства наладчиков, оперативно переходить с обработки деталей одного типоразмера на другой, при этом надежно обеспечивая требуемое их качество. Решение этой задачи невозможно без использования современных средств автоматизации, программного управления, систем автоматического управления, вносящих соответствующие коррективы в ход технологического процесса.

Создание станков с программным управлением позволило успешно решить задачу автоматизации кинематической перенастройки технологических систем, т. е. осуществить перемещения отдельных органов станков в новое положение в зависимости от номинальных размеров новой обрабатываемой детали. Однако анализ различных типов станков с программным управлением показал, что в результате такой кинематической перенастройки в большинстве случаев правильность размерной настройки не обеспечивается, требуется вмешательство наладчика, задачей которого является установка требуемого относительного положения баз станка, несущих обрабатываемую деталь, инструмента и программоносителя. Следует подчеркнуть, что чаще всего именно трудоемкость размерной настройки составляет несравненно большую долю в общем балансе времени, необходимом на настройку технологической системы.

Трудоемкость размерной настройки заключается в том, что рабочий или наладчик не знают по сути дела величины размера $A_д$ динамической настройки, погрешности динамической настройки $\omega_д$, характера действия систематических погрешностей,

смещающих центр группирования размеров обрабатываемых деталей, допуска на размерную настройку системы СПИД и т. д. Единственным источником познания указанных величин являются опыт и интуиция рабочих и наладчиков, которые, основываясь на них, настраивают размерные цепи системы СПИД, затрачивая на это много времени и особенно в тех случаях, когда приходится осуществлять настройку нескольких размерных цепей.

Помимо этого следует указать, что квалификация такого труда высока, требуется определенное количество пробных деталей и т. п. со всеми вытекающими отсюда последствиями, отражающимися на производительности процесса размерной перенастройки, себестоимости обработки деталей. Координальным решением задачи автоматического перехода с обработки деталей одного типоразмера на другой является автоматизация процесса размерной перенастройки. Перед тем, как непосредственно перейти к рассмотрению этого вопроса, необходимо сформулировать задачи размерной настройки и перенастройки.

Процесс первоначального установления требуемой точности относительного движения и положения исполнительных поверхностей инструмента и оборудования или приспособления для получения требуемой точности обрабатываемых деталей называется настройкой системы СПИД [3]. Следовательно, размерная перенастройка есть процесс установления требуемой точности относительного движения и положения исполнительных поверхностей инструмента и оборудования или приспособления для получения требуемой точности обрабатываемых деталей последующего типоразмера.

Задача размерной настройки и перенастройки системы СПИД заключается в том, чтобы так расположить возможное поле рассеяния («мгновенное» поле рассеяния) в пределах установленного допуска на точностной параметр, чтобы с учетом действия систематических погрешностей, смещающих центр группирования размеров или относительных поворотов обрабатываемых деталей, получить при прочих равных условиях нужное количество деталей с минимальной себестоимостью или максимальной производительностью для данных производственных условий. Расположение «мгновенного» поля рассеяния как можно ближе к одной из границ поля допуска не всегда оправдано, так как это в большинстве случаев требует существенного увеличения времени на размерную настройку, в результате чего падает эффективность процесса обработки деталей в целом.

Для иллюстрации физической сущности размерной настройки и перенастройки системы СПИД обратимся к рис. 5.1, *а*, где представлена теоретическая диаграмма достижения требуемой точности деталей. Пусть для обработки деталей первого типоразмера была произведена размерная настройка системы СПИД (например, методом пробных проходов) таким образом, что «мгновенное» поле рассеяния $\omega_{т1}$ с учетом постоянных систематических погреш-

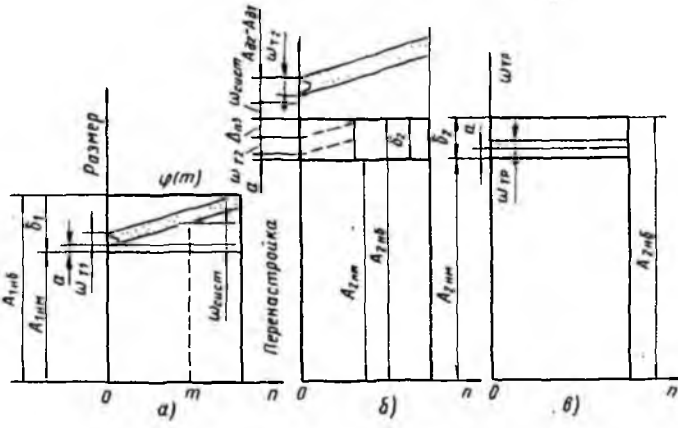


Рис. 5.1. Теоретическая диаграмма достижения требуемой точности деталей

ностей a и погрешностей, изменяющихся по определенному закону во времени $\varphi(m)$ (вследствие температурных деформаций системы СПИД, размерного износа инструмента и др.), было расположено у нижней предельной границы поля допуска δ_1.

При такой настройке было обработано m деталей первого типоразмера, после чего возникла необходимость перейти на обработку другого типоразмера. В результате кинематической перенастройки (перемещения отдельных органов технологической системы, смене режущего инструмента и т. п.) на втором типоразмере будет иметь место погрешность $\Delta_{п.з}$. Кроме того, погрешность $\omega_{сист}$, характеризующая смещение центра группирования размеров первого типоразмера, также будет перенесена на второй типоразмер. Наконец, величина «мгновенного» поля рассеяния для второго типоразмера $\omega_{т2}$ в общем случае не будет равна $\omega_{т1}$ вследствие других значений колебания припуска твердости, другого материала заготовок, режима обработки и т. п. По указанным причинам не представляется возможным без соответствующих коррективов со стороны наладчика обеспечить требуемое расположение «мгновенного» поля рассеяния, как это показано на рис. 5.1, *б* (штриховые линии).

Погрешности $(\Delta_{п.з} + \omega_{сист})$ образуются в размере статической настройки второго типоразмера, который (например, для токарной обработки диаметральных размеров валов) характеризует расстояние между вершиной инструмента и осью обрабатываемой детали. Таким образом, наладчику потребуется осуществлять коррекцию как размеров статической A_c, так и динамической $A_д$ настроек. При применении соответствующей системы автоматического управления для осуществления размерной перенастройки компенсация указанных погрешностей и соответствующее расположение «мгновенного» поля рассеяния относительно

границ поля допуска должно осуществляться автоматически без вмешательства наладчика. Для этого случая на рис. 5.1, *в* показана диаграмма протекания процесса обработки деталей.

Перед рассмотрением основных принципов перехода с обработки одного типоразмера деталей на другой необходимо остановиться на вопросах расчета рабочих настроечных размеров и оптимальных допусков на размерную настройку и перенастройку системы СПИД.

5.2. РАСЧЕТ РАБОЧИХ НАСТРОЕЧНЫХ РАЗМЕРОВ И ОПТИМАЛЬНЫХ ДОПУСКОВ НА РАЗМЕРНУЮ НАСТРОЙКУ, ПОДНАСТРОЙКУ И ПЕРЕНАСТРОЙКУ СИСТЕМЫ СПИД

Рабочий настроечный размер $A_р$ есть размер, к получению которого следует стремиться при настройке, поднастройке, и перенастройке системы СПИД. Он является величиной расчетной, о которой можно судить по соответствующему размеру, полученному на детали, с учетом возможных погрешностей измерения.

В ряде частных случаев при относительно большом допуске на получаемый точностной параметр и достаточно малых значениях постоянных и изменяющихся во времени систематических погрешностей для наилучшего использования поля допуска для компенсации возможных погрешностей $\omega_д$ (которые могут равновероятно расположиться по обе стороны от рабочего настроечного размера $A_р$) в качестве такового берут среднее значение допустимых предельных размеров, т. е.

$$A_р = \frac{A_{нб} + A_{нм}}{2}. \qquad (5.1)$$

В действительности же чаще приходится иметь дело с такими случаями, когда величина поля допуска на получаемый точностной параметр соизмерима с величиной суммарной погрешности, порождаемой совокупным действием различных факторов.

На рис. 5.2 представлена схема для определения рабочего настроечного размера при обработке одной детали (или относительно малой партии деталей). С учетом действия систематических погрешностей $\varphi(1)$, изменяющихся во времени, а также постоянных погрешностей $a_{1\Sigma}$ и погрешности динамической настройки $\omega_{д1}$ наименьшая величина рабочего настроечного размера

$$A_{р.\,нм} = A_{нм} + a_{1\Sigma} + \omega_{д1} + \varphi(1), \qquad (5.2)$$

а наибольшая

$$A_{р.\,нб} = A_{нб} - (a_{1\Sigma} + \omega_{д1}). \qquad (5.3)$$

В рассматриваемом случае наладчику представляется возможность получить рабочий настроечный размер в пределах

$$\delta_н = \delta - [2(a_{1\Sigma} + \omega_{д1}) + \varphi(1)], \qquad (5.4)$$

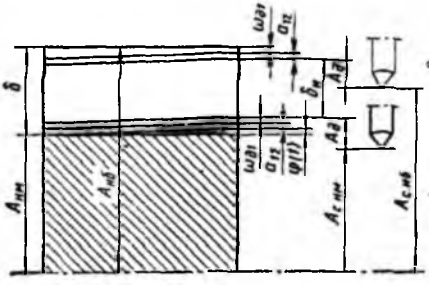


Рис. 5.2. Схема для определения рабочего настроечного размера при обработке одной детали (относительно малой партии деталей)

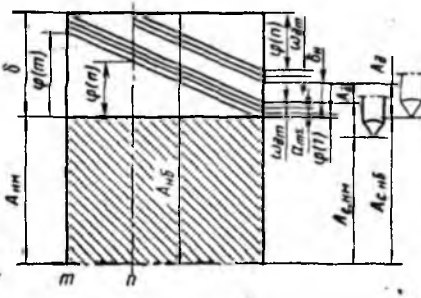


Рис. 5.3. Схема для определения рабочего настроечного размера при обработке относительно большой партии деталей

что по сути дела и является допуском на размерную настройку системы СПИД.

Если к решению задачи размерной настройки, поднастройки и перенастройки технологической системы подойти более строго, то, кроме сказанного, на величину $A_р$ должны быть наложены дополнительные, причем весьма существенные ограничения, конкретизирующие выбор или расчет $A_р$. Например, рассматривая схему (рис. 5.1, *а*) применительно к обработке вала, можно констатировать следующее. Если величина допуска δ_1 характеризует точность заданного межпереходного (межоперационного) размера, то $A_р$ следует выбирать ближе к нижней предельной границе, тем самым оставляя меньшую часть припуска для съема на последующих операциях (переходах), что повышает производительность технологического процесса в целом. Если же δ_1 характеризует окончательную точность размера, необходимо размерную настройку производить таким образом, чтобы величина $A_р$ размещалась как можно ближе к верхней предельной границе, в частности, необходимо оставить сравнительно большую часть производственного допуска на износ детали в машине, что благоприятно скажется на стабильности качества, долговечности машины и тем самым в большей степени удовлетворит запросы потребителей.

Рассмотрим случай обработки сравнительно большой партии деталей, когда систематические погрешности, изменяющиеся во времени, существенно смещают центр группирования получаемых точностных параметров (рис. 5.3).

Если предположить, что имеется возможность, учитывая совокупное действие систематических факторов, расположить «мгновенное» поле рассеяния $\omega_т$ ($\omega_т \approx \omega_д$) «вплотную» к нижней или верхней границе поля допуска (например, когда не учитывается экономичность процесса размерной настройки), то согласно схеме, приведенной на рис. 5.3, наименьшая величина рабочего настроечного размера

$$A_{р.\,нм} = A_{нм} + a_{m\Sigma} + \omega_{дm} + \varphi(1), \qquad (5.5)$$

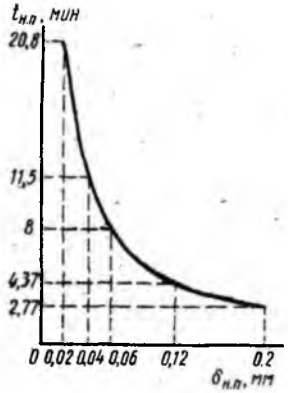


Рис. 5.4. Зависимость трудоемкости размерной настройки от допуска на размерную настройку и поднастройку технологической системы

а наибольшая

$$A_{р.нб} = A_{нб} - [a_{m\Sigma} + \omega_{дп} + \varphi(n)], \quad (5.6)$$

если требуется обработать n деталей, причем $n < m$.

В рассматриваемом случае наладчику представляется возможность получить рабочий настроечный размер в пределах

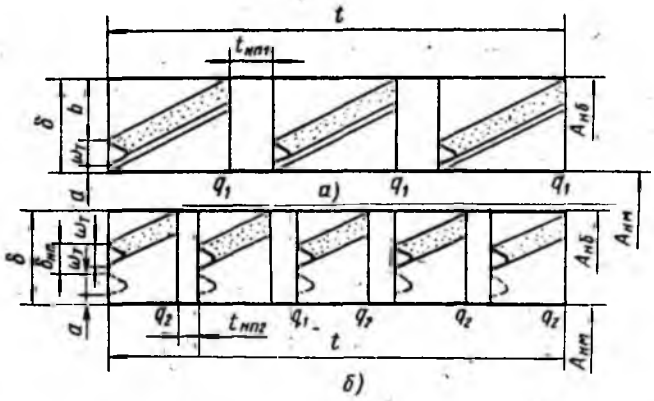
$$\delta_{н.п} = A_{р.нб} - A_{р.нм}, \quad (5.7)$$

что и будет являться допуском на размерную настройку данной технологической системы. Если $n > m$, то необходима поднастройка.

Приведенный выше расчет рабочих настроечных размеров велся без учета экономики процесса обработки деталей в целом. В действительности же размерная настройка требует времени и подчас значительного, что существенно отражается на себестоимости операции технологического процесса. На рис. 5.4 применительно к токарной (в частности, на токарном гидрокопировальном станке) обработке представлена зависимость трудоемкости размерной настройки от допуска на размерную настройку (поднастройку) технологической системы.

Пусть размерная настройка произведена таким образом, что мгновенное поле рассеяния расположилось «вплотную» к нижней предельной границе поля допуска (рис. 5.5) с учетом совокупного действия различных факторов. Это требует существенного вре-

Рис. 5.5. Схема, иллюстрирующая влияние допуска на размерную настройку на частоту поднастроек технологической системы



мени на настройку и поднастройку ($t_{н.\,п1}$). За время t будет обработано $Q = 3q_1$ деталей, где q — количество деталей, обработанных до поднастройки. Если же на рабочий настроечный размер устанавливается допуск $\delta_{н.\,п}$, то трудоемкость настройки уменьшится ($t_{н.\,п2} < t_{н.\,п1}$). Количество поднастроек возрастет, но общее количество деталей $Q = 5q_2$, которое можно обработать за время t, возрастет. Дальнейшее увеличение допуска $\delta_{н.\,п}$ приводит к уменьшению количества деталей, обработанных за время t за счет резкого увеличения количества подиастроек системы СПИД.

Таким образом, расчет величины допуска на размерную настройку, поднастройку и перенастройку системы СПИД является задачей на оптимум, которая при прочих равных условиях должна быть подчинена требованию получения заданного количества деталей с возможно минимальной себестоимостью или же возможно максимальной производительностью для данных производственных условий. При этом в качестве исходного должно рассматриваться уравнение себестоимости или производительности операции технологического процесса.

Согласно схеме (рис. 5.6), показывающей протекание процесса обработки деталей во времени, себестоимость обработки детали на даиной операции запишется следующим образом:

$$C_o = \frac{\sum t_м a_{с.\,п}}{Q_т} + \frac{\sum t_в + t_{см.\,н}}{Q_т} a'_{сп} + \frac{t_ц a_р}{Q_т} + \frac{B}{Q_т} + \frac{t_{см.\,н}}{Q_т} a_н + \frac{T_{п.\,з}}{Q}(a_{с.\,п} + a_р + a_н), \qquad (5.8)$$

$t_м$, $t_ц$ — **машинное время, мин;**

$t_в$ — **вспомогательное время, мин;**

$t_{см.\,н}$ — **время на смену инструмента, настройку, поднастройку системы СПИД, мин;**

$t_ц$ — **время, прошедшее с момента начала работы новым или заточенным инструментом до момента начала работы другим аналогичным или этим же, но заново заточенным инструментом, мин;**

$Q_т$ — количество деталей, обработанных за время $t_ц$;

$a_{с.\,п}$ — затраты, связанные с эксплуатацией станка, приспособлений в течение одной минуты их работы, коп.;

$a'_{с.\,п}$ — потери, связанные с простоем станка, приспособлений в течение одной минуты, коп.;

$a_н$ — минутная заработная плата наладчика с начислениями, коп.;

$a_р$ — минутная заработная плата рабочего с начислениями, коп.;

Q — количество деталей в партии одного типоразмера;

$T_{п.\,з}$ — подготовительно-заключительное время, мин;

B — стоимость инструмента за период его стойкости, коп.

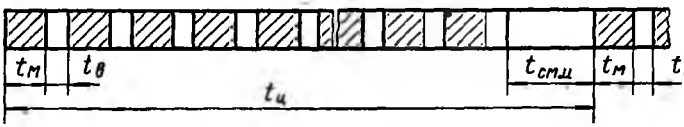


Рис. 5.6. Схема протекания процесса обработки деталей во времени

Машинное время обработки одной детали (или одной поверхности детали)

$$t_м = \frac{\pi DL}{1000vs} \tag{5.9}$$

или

$$t_м = \frac{A}{v}, \tag{5.10}$$

где $A = \frac{\pi DL}{1000s}$ — величина, определяемая размерами детали (поверхности детали) D, L при подаче s.

Период стойкости инструмента определится как отношение величины допускаемого износа (например, по задней поверхности) к скорости износа

$$T = \frac{h_{доп}}{v_h}. \tag{5.11}$$

В свою очередь,

$$v_h = k_{v_h} v^{u_v}. \tag{5.12}$$

С учетом (5.12) период стойкости инструмента определится

$$T = \frac{h_{доп}}{k_{v_h} v^{u_v}}. \tag{5.13}$$

Количество деталей, которые могут быть обработаны за период стойкости инструмента:

$$Q_т = \frac{T}{t_м}, \tag{5.14}$$

а с учетом (5.11), (5.13):

$$Q_т = \frac{h_{доп}}{k_{v_h} v^{u_v} t_м}.$$

Время $t_{см.\,и}$, затрачиваемое на смену инструмента, а также размерную настройку и поднастройку системы СПИД, может быть представлено

$$t_{см.\,и} = t_{см} + t_{н.\,п} f, \tag{5.15}$$

где $t_{см}$ — время переходов, связанных с установкой, закреплением, раскреплением инструмента;

$t_{н.п}$ — время, необходимое на размерную настройку (поднастройку) системы СПИД;

f — число поднастроек системы СПИД, включая и первоначальную настройку (время, затрачиваемое на первоначальную размерную настройку, принимается равным времени на поднастройку).

В общем виде

$$f = \frac{Q_т}{q}, \tag{5.16}$$

где q — число деталей, обработанных с начала размерной настройки (поднастройки) до последующей поднастройки системы.

Связь между трудоемкостью настройки (поднастройки) и допуском на размерную настройку может быть записана так:

$$t_{н.п} = k_{н.п}\delta^{\beta_t}_{н.п}, \tag{5.17}$$

где $k_{н.п}$ — постоянный коэффициент.

Для установления оптимального допуска на размерную настройку (поднастройку) системы СПИД обратимся к рис. 5.7, где по оси абсцисс отложено количество деталей, а по оси ординат — текущее значение получаемого точностного параметра, например, размера детали; k_p и k_q — масштабные коэффициенты соответственно по осям ординат и абсцисс.

Из треугольника abc

$$ac = ab\,\frac{1}{\operatorname{tg}\xi}, \tag{5.18}$$

где ξ — угол наклона функции $\varphi(m)$, характеризующей собой смещение центра группирования точностного параметра от действия систематических погрешностей, изменяющихся во времени.

В свою очередь,

$$ab = [\delta - (a + \omega_т + \delta_{н.п})]\,k_p, \tag{5.19}$$

$$ac = qk_q. \tag{5.20}$$

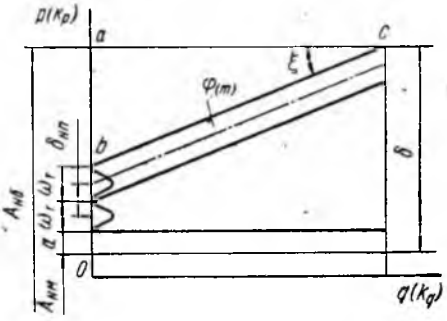
Учитывая (5.18), (5.19) и (5.20), получим

$$qk_q = [\delta - (a + \omega_т + \delta_{н.п})]\,k_p\,\frac{1}{\operatorname{tg}\xi}. \tag{5.21}$$

Примем

$$\frac{k_p}{k_q} = k_m, \tag{5.22}$$

Рис. 5.7. Схема для определения оптимального допуска на размерную настройку



тогда

$$q = [\delta - (a + \omega_т + \delta_{н.\,п})] \frac{1}{\operatorname{tg} \xi} k_m. \qquad (5.23)$$

Смещение центра группирования порождается действием систематических факторов: размерным износом режущего инструмента; температурными деформациями системы СПИД, которые приводят к изменению относительного положения детали и инструмента, т. е. к изменению размера статической настройки.

Износ инструмента по задней грани при обработке одной детали (поверхности детали)

$$h_{з1} = v_h t_м, \qquad (5.24)$$

а радиальный износ инструмента для этого же случая (рассматривается токарная обработка)

$$h_{r1} = h_{з1} \operatorname{tg} \alpha, \qquad (5.25)$$

где α — задний угол резца.

Смещение центра группирования вследствие температурных деформаций системы СПИД [44]

$$\Delta_{t°} = A_{t°} t, \qquad (5.26)$$

где $A_{t°}$ — интенсивность (скорость) температурных деформаций;
t — текущее время работы станка.

Смещение центра группирования, приходящееся на одну деталь,

$$\Delta_{t°1} = A_{t°} t_м \qquad (5.27)$$

или

$$\Delta_{t°1} = A_{t°} \frac{\pi DL}{10^3 sv} \text{ [мкм/дет]}. \qquad (5.28)$$

Из рис. 5.7

$$\operatorname{tg} \xi = \frac{(h_{r1} + \Delta_{t°1}) k_p}{(q_{i+1} - q_i) k_q} = \frac{(h_{r1} + \Delta_{t°1}) k_p}{k_q}, \qquad (5.29)$$

где $(h_{r1} + \Delta_{t°1})$ — смещение центра группирования точностного параметра детали, порождаемое совокупным действием систематических факторов, изменяющихся в соответствии с функцией $\varphi(m)$, приходящееся на одну деталь (одну поверхность детали).

Из уравнения (5.29), учитывая (5.27), получим

$$\operatorname{tg} \xi = \frac{\pi DL}{10^6 s} \left(A_{t°} \frac{1}{v} + k_{v_h} \operatorname{tg} \alpha v^{u_v - 1} \right) k_м. \qquad (5.30)$$

Тогда количество деталей, обработанных до очередной подналадки технологической системы:

$$q = \frac{[\delta - (a + \omega_т + \delta_{н.\,п})]\, s \cdot 10^6}{\pi DL\left(A_{t^\circ}\frac{1}{v} + k_{v_h}\operatorname{tg}\alpha v^{\mu_v - 1}\right)}, \qquad (5.31)$$

а число подналадок (включая и первоначальную настройку)

$$f = \frac{h_{доп}\left(A_{t^\circ}\frac{1}{v^{\mu_v}} + k_{v_h}\operatorname{tg}\alpha\right)}{10^3 k_{v_h}[\delta - (a + \omega_т + \delta_{н.\,п})]}. \qquad (5.32)$$

Из формулы (5.23) вытекает ряд положений, связанных с эффективностью процесса обработки деталей. Во-первых, число подналадок системы СПИД имеет тенденцию к уменьшению с увеличением скорости резания v. Увеличение v приводит к уменьшению Q_T, так как скорость износа режущего инструмента возрастает пропорционально $v^{\mu_v - 1}$. Также уменьшается q, правда, q с относительно меньшей скоростью влияет на f; на q оказывает влияние не только скорость износа инструмента, но и температурные деформации системы СПИД, которые в рассматриваемом случае тем меньше, чем выше v, т. е., несмотря на уменьшение Q_T и q, при увеличении v отношение Q_T/q (значит и f) уменьшается. Во-вторых, число подналадок системы СПИД с увеличением допуска $\delta_{н.\,п}$ увеличивается, так как с увеличением $\delta_{н.\,п}$ уменьшается часть поля допуска, связанная с компенсацией погрешностей от действия систематических факторов. Вследствие этого, при прочих равных условиях, уменьшается число деталей, обработанных до последующей подналадки технологической системы, и возрастает общее число подналадок за период стойкости инструмента.

Так как трудоемкость настройки (подналадки) связана с допуском $\delta_{н.\,п}$, то из уравнений (5.15), (5.32) следует

$$t_{см.\,к} = t_{см} + \frac{h_{доп}\left(A_{t^\circ}\frac{1}{v^{\mu_v}} + k_{v_h}\operatorname{tg}\alpha\right)}{10^3 k_{v_h}[\delta - (a + \omega_т + \delta_{н.\,п})]}\, k_{н.\,п}\delta_{н.\,п}^{\beta_t}. \qquad (5.33)$$

Отсюда следует, что с увеличением $\delta_{н.\,п}$, с одной стороны, увеличивается число подналадок f, а с другой — уменьшается время на одну подналадку. Поэтому зависимость времени $t_{см.\,к}$ от $\delta_{н.\,п}$ носит экстремальный характер. Вследствие этого оптимальное значение $\delta_{н.\,п.\,оп}$ определится из условия $\frac{\partial t_{см.\,к}}{\partial \delta_{н.\,п.\,оп}} = 0$;

$$\frac{\partial}{\partial \delta_{н.\,п.\,оп}}\left(\frac{\delta_{н.\,п}^{\beta_t}}{[\delta - (a + \omega_т + \delta_{н.\,п})]}\right) = 0; \qquad (5.34)$$

$$\delta_{н.\,п.\,оп} = \frac{\beta_t(\delta - a - \omega_т)}{\beta_t - 1}. \qquad (5.35)$$

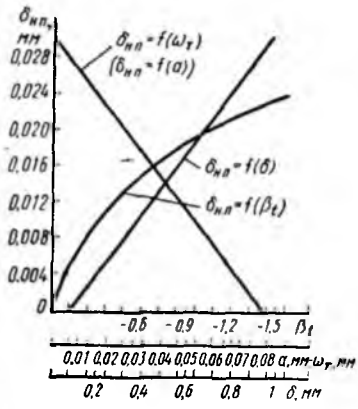


Рис. 5.8. Влияние различных параметров на допуск на размерную настройку (поднастройку)

Как видно из уравнения (5.35), оптимальный допуск на настройку (поднастройку) зависит от: трудоемкости настройки, определяемой показателем степени, допуска δ на соответствующий точностной параметр детали; величины a и $\omega_т$. С увеличением трудоемкости настройки или поднастройки (увеличение β_t) выгодно увеличивать допуск $\delta_{н.п}$, так как при относительно малой его величине увеличение себестоимости C_o за счет увеличения трудоемкости поднастройки системы СПИД перекрывает уменьшение C_o в результате уменьшения числа поднастроек. Влияние δ и $\omega_т$ на $\delta_{н.п.оп}$ связано с величиной части поля допуска, предназначенной для компенсации действия систематических факторов. При уменьшении δ уменьшается часть поля допуска $[\delta - (a + \omega_т + \delta_{н.п})$, что вызывает увеличение числа поднастроек за счет уменьшения q, несмотря на некоторое увеличение трудоемкости поднастройки. Аналогично, увеличение δ требует уменьшения числа поднастроек за счет увеличения q.

Поэтому при увеличении части поля допуска, служащей для компенсации погрешностей, связанных с действием систематических факторов, вследствие либо увеличения допуска δ, либо уменьшения $\omega_т$ и a оптимальное значение допуска $\delta_{н.п.оп}$ увеличивается, так как при больших значениях $\delta_{н.п}$ влияние $\Delta\delta_{н.п}$ на Δf уменьшается. Таким образом, $\delta_{н.п.оп}$ увеличивается при увеличении β_t и δ, а уменьшается при увеличении $\omega_т$ и a.

На рис. 5.8 представлены зависимости $\delta_{н.п} = f(\delta)$; $\delta_{н.п} = f(a)$; $\delta_{н.п} = f(\omega_т)$; $\delta_{н.п} = f(\beta_t)$ при $\beta_t = -0{,}6$; $a = 0{,}04$ мм; $\omega_т = 0{,}04$ мм.

Формула себестоимости обработки детали на данной операции технологического процесса может быть записана в более развернутом виде (с учетом зависимостей, указанных выше)

$$C_o = \frac{\pi DL}{10^3 s}(a_{с.п} + a_р)\frac{1}{v} + \frac{\pi DL k_{v_h}}{10^3 h_{доп}} v^{u_v - 1} \times$$

$$\times \left\{ \left[t_{см} + \frac{h_{доп}\left(A_t v^{-u_v} + k_{v_h} \operatorname{tg}\alpha\right)}{10^3 k_{v_h}[\delta - (a + \omega_т + \delta_{н.п})]} k_{н.п} \delta_{н.п}^{\beta_t} \right] (a'_{с.п} + a_р + a_н) + B \right\} +$$

$$+ t_в (a'_{с.п} + a_р) + \frac{T_{п.з}}{Q}(a'_{с.п} + a_р + a_н). \qquad (5.36)$$

Из условия

$$\frac{\partial C_o}{\partial \delta_{н.\,п.\,оп}} = 0$$

также можно определить оптимальный допуск на размерную настройку (поднастройку) системы СПИД

$$\frac{\partial}{\partial \delta_{н.\,п.\,оп}} \left(\frac{\delta_{н.\,п}^{\beta_t}}{[\delta - (a + \omega_т + \delta_{н.\,п})]} \right) = 0;$$

$$\delta_{н.\,п.\,оп} = \frac{\beta_t (\delta - a - \omega_т)}{\beta_t - 1}.$$

Таким образом, определение оптимальных допусков на размерную настройку, поднастройку и перенастройку технологических систем должно вестись исходя из соответствующего критерия оптимальности (в большинстве случаев исходя из условия обеспечения по возможности минимальной себестоимости обработки детали в данных производственных условиях). По аналогичной методике может быть получено выражение для $\delta_{н.\,п.\,оп}$ при разделении первоначальной настройки от поднастроек технологической системы. Исследования показали, что изменения скоростей резания в достаточно большом диапазоне не оказывают существенного влияния на количественную величину $\delta_{н.\,п.\,оп}$.

При использовании соответствующих систем управления, автоматизирующих процессы размерной настройки, поднастройки и перенастройки технологических систем, величина допуска $\delta_{н.\,п.\,оп}$ расширяется за счет существенного сокращения мгновенного поля рассеяния $\omega_т$, а также компенсации систематических погрешностей, смещающих центр группирования получаемого точностного параметра деталей.

Величина оптимального допуска $\delta_{н.\,п.\,оп}$ при этом

$$\delta_{н.\,п.\,оп} = \delta - a - 2\omega_{т.\,р} \quad \text{(рис. 5.1, } в\text{)}, \qquad (5.37)$$

где $\omega_{т.\,р}$ — поле рассеяния, порождаемое случайно действующими и другими факторами при управлении.

Сравнение величин допусков $\delta_{н.\,п.\,оп}$, имеющих место при обычной обработке, а также при использовании САУ, можно проиллюстрировать следующим примером. При $\delta = 0{,}12$ мм, $\beta_t = -0{,}6$ (для гидрокопировальных станков), $a = 0{,}04$ мм и $\omega_т = 0{,}06$ мм:

$$\delta_{н.\,п.\,оп} = \frac{\beta_t (\delta - a - \omega_т)}{\beta_t - 1} = \frac{-0{,}6\,(0{,}12 - 0{,}04 - 0{,}06)}{-0{,}6 - 1} = 0{,}0075 \text{ мм},$$

что соответствует обычной обработке.

Если при использовании САУ $\omega_т$ сокращается до $\omega_{т.р} = 0{,}02$ мм, то $\delta_{н.\,п.\,оп} = 0{,}12 - 0{,}04 - 2\ 0{,}04 = 0{,}04$ мм, т. е. допуск на настройку, поднастройку технологической системы увеличился более чем в 5 раз.

Использование САУ, стабилизирующей размер статической настройки при обработке каждой детали любого типоразмера, сохраняет постоянным положение центра группирования получаемых точностных параметров относительно границ поля допуска (см. рис. 5.1, *в*). Поэтому в зависимости от поставленной задачи величину $\omega_{т.р}$ можно смещать к нижней или верхней границе поля допуска. Например, при получении межпереходных размеров деталей типа валов $\omega_{т.р}$ желательно смещать к нижней предельной границе поля допуска, уменьшая тем самым слой материала, подлежащий снятию на последующей операции или переходе, и, как следствие этого, уменьшая трудоемкость таких операций. При окончательной же обработке поверхности детали $\omega_{т.р}$ желательно располагать ближе к верхней границе поля допуска, способствуя этим увеличению долговечности деталей при их работе в машине за счет расширения допуска на износ.

5.3. ПОГРЕШНОСТИ РАЗМЕРОВ СТАТИЧЕСКОЙ И ДИНАМИЧЕСКОЙ НАСТРОЕК, ВОЗНИКАЮЩИЕ ПРИ ПЕРЕНАСТРОЙКЕ СТАНКА С ЧИСЛОВЫМ ПРОГРАММНЫМ УПРАВЛЕНИЕМ

Рассмотрим характерные технологические особенности достижения точности обрабатываемых деталей при перенастройке станков с программным управлением на примере станка 1722П. Токарный гидрокопировальный полуавтомат с числовым программным управлением 1722П предназначен для работы в условиях серийного и мелкосерийного производства. Полуавтомат оснащен устройствами, механизирующими перемещение рабочих органов станка в новое исходное положение, и устройствами, обеспечивающими автоматический цикл обработки. Перенастройка станка 1722П на обработку деталей нового типоразмера в общем случае состоит из следующих основных переходов, совокупность которых составляет все три этапа настройки:

1) перемещение копировального суппорта в новое исходное положение;
2) перемещение в новое исходное положение задней бабки;
3) закрепление задней бабки в новом исходном положении;
4) перенастройка патрона для закрепления новой детали;
5) замена режущего инструмента;
6) набор с помощью переключателей, установленных на пульте управления, соответствующей программы, определяющей траекторию перемещения режущей кромки и последовательность, необходимые для обработки детали;
7) установка необходимых режимов: частоты вращения шпинделя, величины продольной подачи;
8) установка детали на станке;

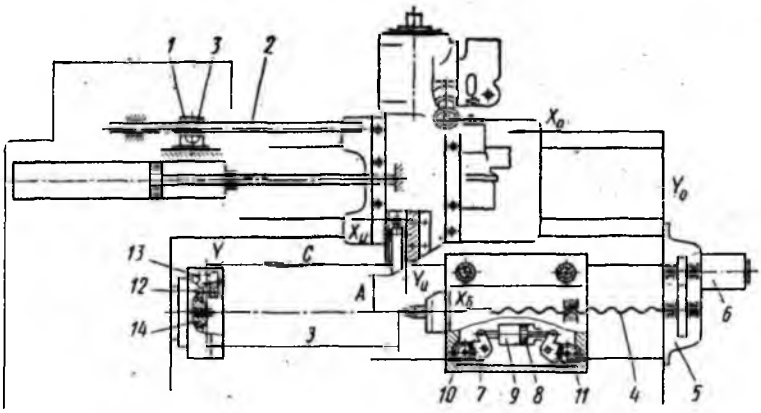


Рис. 5.9. Схема размерной цепи, определяющей образование радиуса детали

9) закрепление детали путем перемещения пиноли задней бабки;

10) автоматическая отработка суппортом заданной в программе последовательности и траектории относительного перемещения;

11) обработка детали нового типоразмера в новых условиях, определяющих динамику процесса резания.

Координаты нового исходного положения суппорта набираются на пульте управления с помощью переключателей, команда на перемещение подается от кнопки. Отсчет перемещения продольной каретки суппорта производится с помощью электроконтактного датчика *1* (рис. 5.9). На продольной каретке закреплена зубчатая рейка *2*, находящаяся в постоянном зацеплении с выходной шестеренкой *3* датчика. При перемещении суппорта шестеренка вращается и производится отсчет расстояния *C* резца от базы *14*. В новое исходное положение задняя бабка перемещается винтом *4*. Крутящий момент на винт передается через редуктор *5* от вспомогательного электродвигателя *6*. Задняя бабка в требуемом положении фиксируется специальным устройством, состоящим из двух плавающих гидроцилиндров, кинематически связанных с четырьмя зубчатыми секторами *7*. В результате относительного перемещения штока *8* и гильзы цилиндра *9* происходит поворот зубчатых секторов *7*, которые вращают шестерни-гайки *10*, обеспечивая тем самым прижим бабки к направляющим станка с помощью четырех винтов *11*. Точность перемещения задней бабки достигается регулировкой.

Управление механизмом перемещения и фиксации задней бабки производится от кнопок, установленных на пульте управления. Благодаря перемещению задней бабки на станке возможно устанавливать деталь длиной от 200 до 800 мм.

Наибольшая величина хода пиноли задней бабки равна 175 мм. Это дает возможность, не передвигая заднюю бабку, закреплять на станке различные детали, у которых разность длины не превышает 140—160 мм. Деталь базируется на станке с помощью двух центров (передний центр плавающий) и упорной втулки *14*.

На станке 1722П применяется плавающий самозажимной патрон центробежного типа. Кулачки патрона *12* раздвигаются винтом *13*. Это позволяет быстро настроить патрон на закрепление деталей диаметром от 20 до 100 мм. Наличие кулачков эксцентричной формы позволяет без поднастройки зажимать детали с разницей диаметральных размеров до 8 мм. Время, затрачиваемое на перенастройку патрона, составляет 1—0,5 мин. С целью исключения затрат времени, необходимых для настройки патрона при переходе на обработку новой детали, целесообразно вместо применяемого на станке патрона использовать рифленый поводковый центр или специальные торцовые поводковые патроны, обеспечивающие вращение детали за счет скрытых баз на торце.

Схема размерной цепи станка 1722П, определяющая радиус обрабатываемой детали A_Δ, изображена на рис. 5.10:

$$A_\Delta + A_1 - A_2 - A_3 + A_4 + \boxed{A_5} - A_6 - A_7 - A_8 + A_9 = 0;$$

$$y_\Delta = y_1 + y_2 - y_3 - \boxed{y_4} - y_5 - y_6 - y_7 - y_8 +$$

$$+ y_9 + y_{10} - y_{11} + y_{12},$$

где A — основная технологическая размерная цепь;

y — цепь управления.

Компенсирующим звеном основной технологической размерной цепи является размер A_5, определяющий толщину слоя масла в гидроцилиндре. Компенсирующее звено основной размерной цепи A_5 является замыкающим звеном цепи управления

$$A_5 = y_\Delta.$$

Выход копировального суппорта на определенный радиальный размер происходит в автоматическом цикле. Требуемый диаметральный размер детали набирается на пульте управления при помощи десяти позиционных галетных переключателей с точностью до 0,1 мм.

При отработке заданной программы винт-упор щупа приводится во вращение электродвигателем через червячную передачу и перемещается относительно упорной гайки на размер y_4. Таким образом, копир имитируется с помощью винта-упора. Отсчет величины перемещения винта-упора щупа производится электроконтактным трехразрядным датчиком, кинематически связанным с винтом. Началом отсчета при перемещении суппорта на радиальный размер статической настройки является плоскость N, прохо-

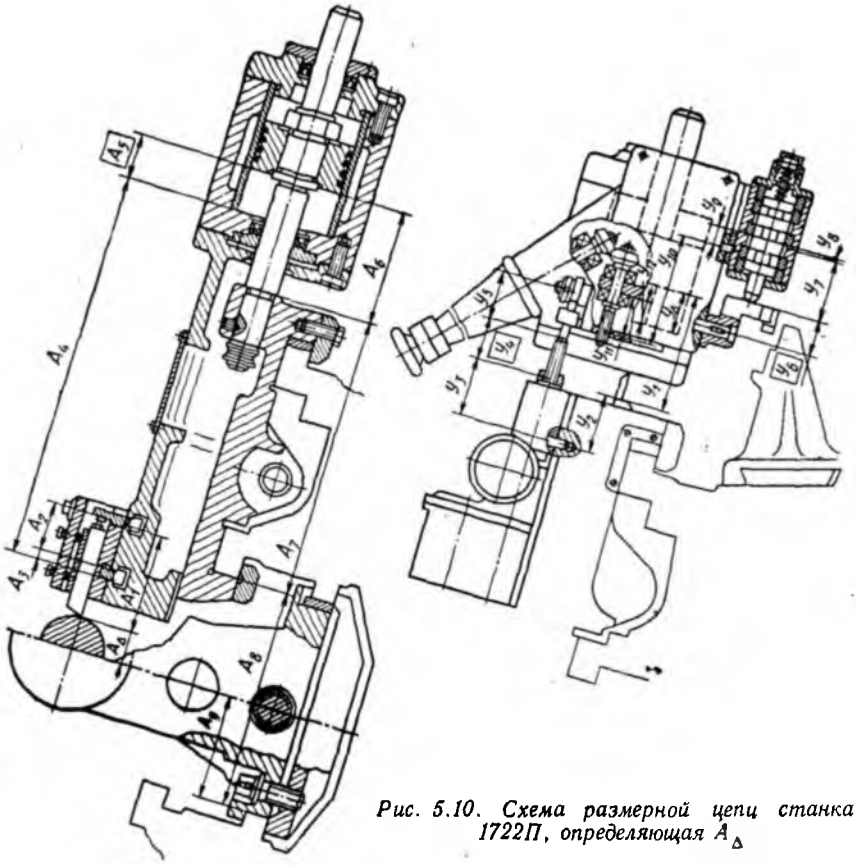


Рис. 5.10. Схема размерной цепи станка 1722П, определяющая A_Δ

дящая через середину упорной гайки. Для точной остановки винта-упора в момент выхода суппорта на заданный размер используется электромагнитный тормоз, расположенный в корпусе механизма привода упора щупа на одной оси с электродвигателем. Программное устройство станка позволяет задавать длины и диаметры для девяти ступеней обрабатываемой детали. Упор щупа перемещается со скоростью 350 мм/мин, перед точной остановкой скорость перемещения упора уменьшается до 25—30 мм/мин.

На рис. 5.11 изображена схема размерной цепи станка 1722П, определяющая получение линейных размеров обрабатываемой детали:

$$Л_\Delta + Л_1 + Л_2 + Л_3 - Л_4 + \boxed{Л_5} - Л_6 + Л_7 - Л_8 +$$

$$+ Л_9 + Л_{10} = 0;$$

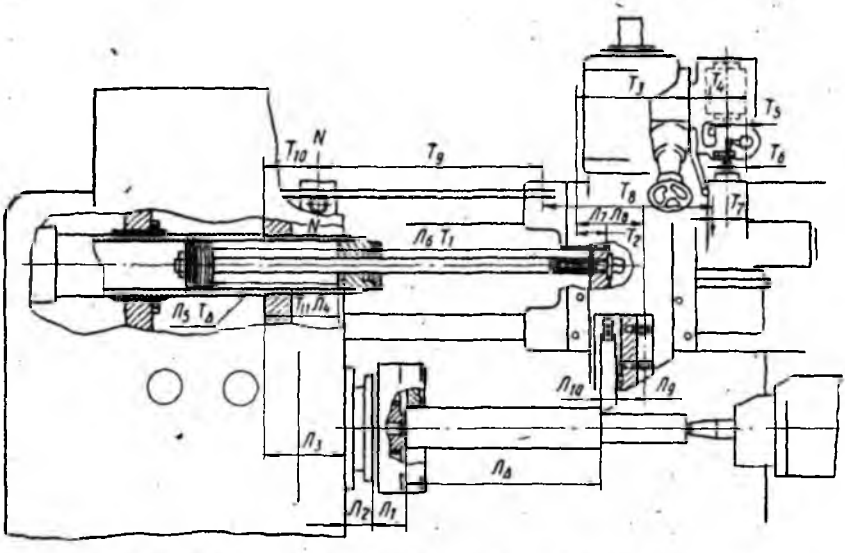


Рис. 5.11. Схема размерной цепи станка 1722П, определяющая $Л_\Delta$

$$T_\Delta - T_1 + T_2 - T_3 - T_4 - T_5 + \\ + T_6 + T_7 + T_8 + \boxed{T_9} + T_{10} - T_{11} = 0,$$

где $Л$ — основная технологическая размерная цепь;

T — размерная цепь управления.

Замыкающее звено цепи управления является компенсирующим звеном основной размерной цепи $T_\Delta = Л_5$. Размер $Л_5$ определяет толщину слоя масла в полости продольного гидроцилиндра.

Так же, как и для радиальных размеров, выход копировального суппорта на линейные размеры происходит в автоматическом цикле работы станка. Требуемый линейный размер обрабатываемой детали набирается тумблером на пульте управления с точностью до 0,5 мм. В процессе обработки вместе с суппортом в продольном направлении перемещается жестко закрепленная на нем зубчатая рейка. Рейка находится в постоянном зацеплении с выходной шестеренкой электроконтактного трехзарядного датчика, установленного на станине станка. При перемещении рейки шестеренка вращается и датчик производит отсчет величины относительного перемещения суппорта. Началом отсчета при перемещении суппорта в продольном направлении является плоскость N, проходящая через середину шестерни перпендикулярно рейке. В момент выхода суппорта на заданный линейный размер со схемы совпадения подается команда механизму привода упора щупа на изменение радиального размера детали и выход на последующую ступень.

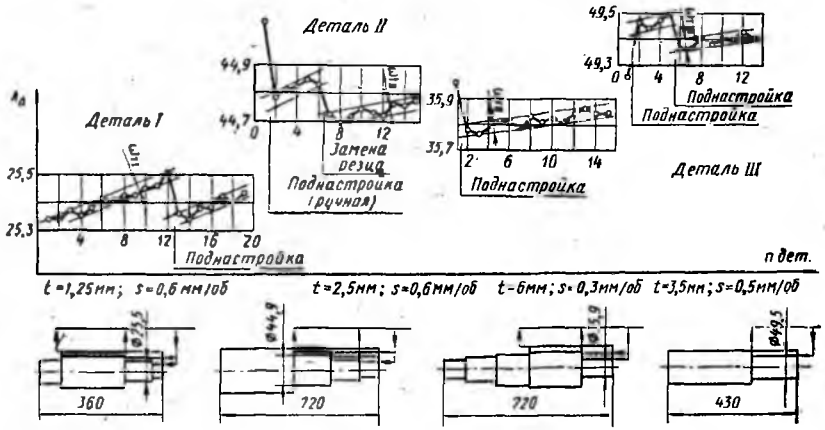
Казалось бы, что функции человека, работающего на станке 1722П, сводятся: 1) к набору соответствующей программы; 2) к установке детали; 3) к замене режущего инструмента; 4) к общему наблюдению за технологическим процессом.

Однако, как показывает практика, задачи человека этим не ограничиваются. После автоматической перенастройки, как правило, не обеспечивается требуемая точность обрабатываемой детали. Диаметральные размеры на первых деталях новой партии выходят за пределы поля допуска и рабочий вынужден прерывать автоматический цикл и производить поднастройку станка методом пробных проходов.

На рис. 5.12 приведена точечная диаграмма диаметральных размеров деталей трех типоразмеров, полученных при обработке на станке 1722П. По окончании обработки деталей первого типоразмера длиной $L = 360$ мм; диаметром 25,5 мм станок 1722П перенастраивался на обработку партии деталей второго типоразмера длиной $L = 720$ мм; диаметром 44,9 мм. При этом диаметральный размер A_Δ на первой детали вышел за пределы поля допуска, отклонение его от наибольшего допустимого размера составило 0,17 мм. При переходе на обработку второй половины деталей второго типа отклонение диаметрального размера от верхней границы допуска составило 0,055 мм.

В результате перенастройки станка на обработку партии деталей третьего типоразмера длиной $L = 430$ мм, диаметром 49,50 мм отклонение диаметрального размера на первой детали от нижней границы допуска составило 0,040 мм. Перенастройка станка на обработку нового типоразмера сопряжена с необходимостью учета изменения большого количества случайных и систематических факторов, определяющих точность размеров статической и динамической настройки. Однако учесть все эти факторы заранее,

Рис. 5.12. Точечная диаграмма



при вычислении программы, практически не представляется возможным. Поэтому после обработки первой детали возникает необходимость корректирования программы и поднастройки станка. На поднастройку станка 1722П методом пробных проходов в среднем затрачивается от 6 до 12 мин. При этом поднастройка станка по одной детали не дает возможности рационально расположить мгновенное поле рассеяния $\omega_{тI}$; $\omega_{тII}$; $\omega_{тIII}$ относительно поля допуска, и уже через несколько деталей возникает необходимость повторной поднастройки. Это наглядно видно из точечной диаграммы для деталей третьего типоразмера. В процессе поднастройки корректируются также режимы резания и, в частности, величина продольной подачи s мм/об и частота вращения шпинделя n об/мин. Все это вызывает потерю производительности обработки.

Точность получаемых на детали размеров зависит от величины погрешностей, вносимых на каждом из трех этапов настройки системы СПИД. На универсальных металлорежущих станках функции управления и контроля технологического процесса выполняет рабочий. Он устанавливает и фиксирует на станке деталь, устанавливает в требуемое относительное положение рабочие органы станка, задает им необходимую скорость относительных перемещений. В процессе обработки рабочий осуществляет постоянный контроль за ходом технологического процесса, получая при этом дополнительную информацию. Он измеряет получаемые точностные показатели детали, сравнивает их с техническими требованиями и, в случае необходимости, производит соответствующую размерную поднастройку, переключение режимов резания или замену режущего инструмента. Таким образом, если при настройке универсальных станков точность выполнения каждого этапа контролирует рабочий, то в процессе автоматической перенастройки программных станков контроль отсутствует, так как цикл перенастройки и обработки происходит без непосредственного участия человека. Точность выполнения каждого из трех этапов настройки зависит от большого количества различных факторов. Учесть аналитическим путем количество факторов, определяющих точность при автоматической перенастройке, не представляется возможным. Поэтому ставится задача создания самоподнастраивающихся станков-автоматов, способных систематически следить за точностью технологического процесса и при необходимости автоматически производить соответствующую поднастройку.

При разработке новых станков с числовым программным управлением идут по пути увеличения точности отработки исполнительными органами заданных перемещений, увеличения разрешающей способности системы. Однако этого еще недостаточно для обеспечения требуемой точности при автоматической перенастройке станка. Точность размеров обрабатываемой детали определяется точностью перемещения режущей кромки относи-

тельно установочных баз. Поэтому, несмотря на высокую точность воспроизведения траектории при наличии погрешности установки, погрешности размеров статической и динамической настройки, получить требуемую точность обрабатываемой детали невозможно.

В станках с программным управлением отсутствует контроль за ходом технологического процесса. Такие станки не способны автоматически реагировать на изменения входных данных заготовки, изменения размеров, припуска, твердости. Они не способны соответствующим образом реагировать на изменения условий обработки — нарушение точности относительного положения исполнительных поверхностей, затупление режущего инструмента, возникновение упругих перемещений и температурных деформаций. Неспособность станков с программным управлением реагировать на изменения большого количества систематических и случайных факторов при перенастройке на обработку новых деталей вызывает, как следствие, отклонения от требуемой точности и потерю производительности.

Практика эксплуатации станка 1722П показывает, что время на поднастройку станка и корректирование размеров при переходе на обработку новых деталей доходит до 75% от общего подготовительно-заключительного времени, составляющего в среднем 16 мин, штучное время при обработке на станке составляет в среднем 3,5—5 мин. Такое соотношение штучного и подготовительно-заключительного времени обеспечивает рентабельность использования станка 1722П только лишь при количестве деталей в партии более 30 шт. Таким образом ставится задача создания самонастраивающихся программных станков, обеспечивающих получение заданной в программе точности размера уже на первых деталях и автоматически поддерживающих эту точность в процессе обработки всей партии.

Исследование причин появления погрешности размера статической настройки. На станке 1722П перемещение рабочих органов станка при выходе на размер статической настройки производится автоматически. Отсчет перемещения рабочих органов (продольной и поперечной каретки суппорта) происходит не от исполнительных поверхностей, ограничивающих получаемый размер статической настройки, а от плоскостей, непосредственно не связанных с ним (рис. 5.13).

$$A_c = P_\Delta = -P_1 + \boxed{P_2} + P_3;$$

$$Л_c = C_\Delta = -C_1 + \boxed{C_2} - C_3.$$

Поэтому погрешность статической настройки ω_{A_c} радиальных и линейных размеров возникает вследствие двух основных причин:

$$\omega_{A_c} = \omega'_{A_c} + \omega''_{A_c}.$$

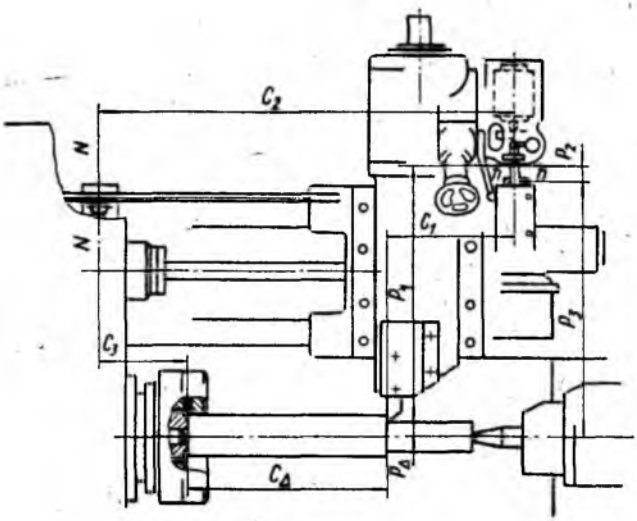


Рис. 5.13. Схема отчета перемещений рабочих органов станка

Первая причина, порождающая совокупную погрешность ω_{A_c}, заключается в изменении первоначальной точности положения исполнительных поверхностей относительно начала отсчета (P_1, P_3, C_1, C_3). Доминирующее влияние при этом оказывает изменение точности расстояния и поворота переднего и заднего центра, опорной втулки и режущей кромки инструмента в плоскости образования линейных и диаметральных размеров детали. Вторая причина, порождающая совокупную погрешность ω_{A_c}, заключается в неточности расчета программы и неточности ее отработки (P_2, C_2).

При автоматической перенастройке вопрос определенности положения исполнительных поверхностей имеет существенное значение, так как большинство переходов в процессе статической настройки вызывает в той или иной степени изменение точности положения исполнительных поверхностей относительно начала отсчета.

Влияние систематически действующих факторов предшествующей обработки на точность размера статической настройки. В результате совокупного действия в процессе обработки деталей таких факторов, как размерный износ режущего инструмента и температурные деформации звеньев системы СПИД, происходит систематическое нарушение точности положения исполнительных поверхностей относительно начала отсчета. При автоматической перенастройке накопленная погрешность обуславливает отклонение размеров статической настройки новой детали от требуемой точности. Схема, иллюстрирующая это явление, изображена на

рис. 5.14. Система СПИД была настроена на обработку партии деталей типа A. Настройка была произведена таким образом, что мгновенное поле рассеяния размера $\omega_{тА}$ рационально распалось в пределах поля допуска $\delta_{А_Д}$. По окончании обработки партии деталей типа A станок автоматически перенастраивается на обработку деталей нового типоразмера $Б$. При этом набираемая на пульте управления программа, фиксирующая размеры статической настройки, отличается от предыдущей программы в соответствии с разностью рабочих настроечных размеров. Изменение размера статической настройки согласно новой программе

$$\Delta П = Б_р - А_р,$$

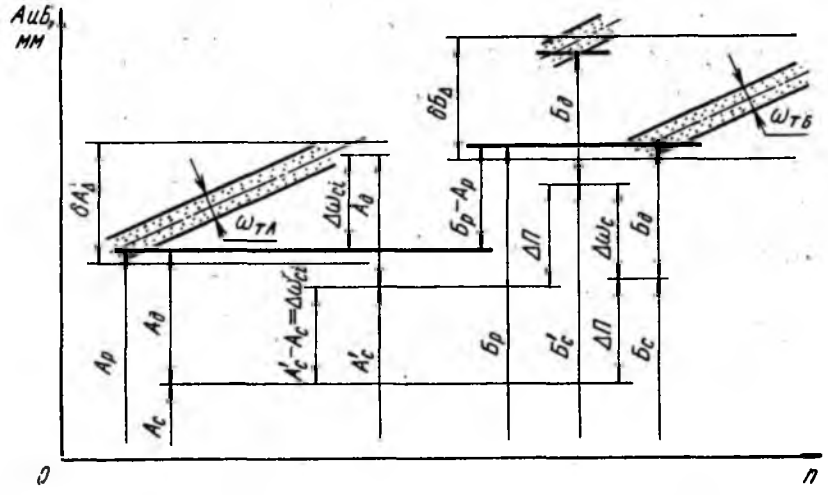
где $А_р$, $Б_р$ — рабочие настроечные размеры для деталей типа A и $Б$.

Казалось бы, что при равенстве размеров динамической настройки $А_д = Б_д$, равенстве величин мгновенных полей рассеяния $\omega_{тА} = \omega_{тБ}$ и отсутствии дополнительных погрешностей, возникающих в процессе автоматической перенастройки, мгновенное поле рассеяния $\omega_{тБ}$ должно рационально расположиться в поле допуска $\delta_{Б_Д}$. Однако погрешность размера статической настройки партии предшествующих деталей, обусловленная совокупным действием систематических факторов, изменяющихся по определенному закону $\Delta\omega_{сi}$, полностью переходит в качестве погрешности в размер статической настройки новых деталей. Величина погрешности

$$\Delta\omega_{сi} = A'_с - A_с,$$

где $A_с$ и $A'_с$ — размеры статической настройки в начале и в конце обработки партии деталей.

Рис. 5.14. Схема накопления погрешностей



По абсолютному значению она не превышает поле допуска, составляющего в среднем на диаметральные размеры 200 мкм. Рассмотрим подробнее источники возникновения этой погрешности.

На станке 1722П применяют резцы с механическим креплением трехгранных твердосплавных пластинок с главным углом в плане $\varphi = 90°$. Износ инструмента по задней и передней поверхности проявляется в истирании определенных площадок и в выкрашивании режущей кромки. С точки зрения точности диаметральных и линейных размеров представляет интерес размерный износ в направлении осей $X_и$ и $Y_и$ (см. рис. 5.9). Размерный износ в направлении $X_и$ во многом зависит от износа по задней грани $h_з$ на участке главной режущей кромки, размерный износ в направлении $Y_и$ зависит от износа по задней грани на участке, прилегающем к вершине режущей кромки. В работах [2, 42] указано, что наибольшее влияние на интенсивность размерного износа оказывает скорость резания v. Глубина резания t влияет на износ в меньшей степени, чем подачи s. Исследования показывают, что, несмотря на относительно небольшой процент тепла, переходящего в резец (10—40%), температура его режущей части может быть достаточно высокой 400—600° С, а возникающие температурные деформации оказывают существенное влияние на точность обработки. Температурные деформации резца протекают сравнительно быстро, время наступления теплового равновесия составляет 10—30 мин, причем интенсивность температурных деформаций резко возрастает при затуплении инструмента. Изменение положения исполнительных поверхностей относительно начала отсчета вследствие температурных деформаций зависит от длительности непрерывной работы станка и от времени, затрачиваемого на переход с обработки деталей одного типа на другой.

С точки зрения точности, представляют интерес температурные деформации элементов системы СПИД, участвующих в образовании размерных цепей, определяющих диаметральные и линейные размеры детали. На рис. 5.15 изображены экспериментальные зависимости температурных деформаций упорной втулки, переднего и заднего центра станка 1722П от времени. Измерения производились в направлении образования диаметральных и линейных размеров детали с помощью индикаторов $И_1$, $И_2$, $И_3$ с ценой деления 0,002 мм на холостом ходу станка при частоте вращения шпинделя $n = 452$ об/мин.

Из графиков видно, что интенсивность изменения температурных деформаций различна. В начальный момент времени температурные деформации быстро растут, однако в дальнейшем, по мере приближения теплового равновесия, интенсивность роста резко уменьшается. Время наступления теплового равновесия составляет 2—3 ч, а в процессе реальной обработки оно сокращается до 1,5—2 ч. Основной причиной нагрева передней и задней бабок

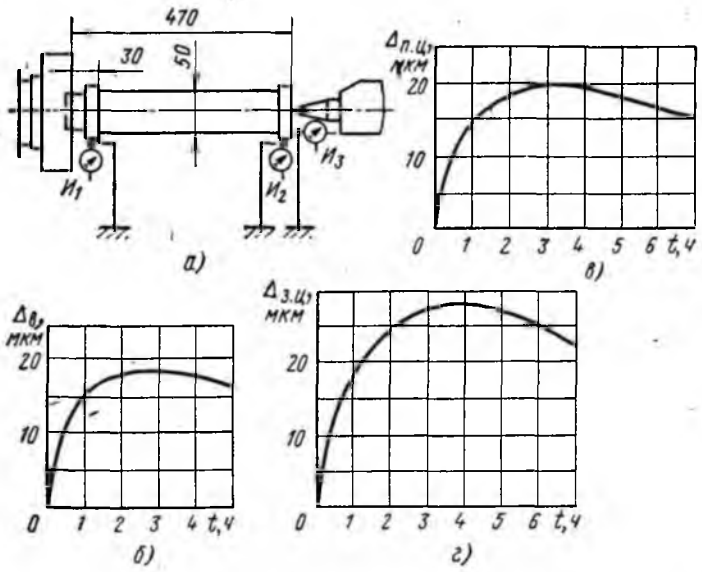


Рис. 5.15. Экспериментальные зависимости температурных деформаций

является теплота, появляющаяся вследствие трения в подшипниковых опорах и зубчатых передачах.

Погрешность размера статической настройки вследствие перемещения рабочих органов в новое исходное положение и замены инструмента. Перемещение и фиксация задней бабки в новом исходном положении при автоматической перенастройке станка на обработку деталей нового типоразмера приводит к изменению точности положения заднего центра относительно начала отсчета радиальных размеров. Причиной отклонения заднего центра $\Delta_{з.ц.у}$ является неопределенность базирования задней бабки, обусловленная наличием зазора λ между бабкой и направляющими станины. Величина смещения центра задней бабки (рис. 5.16, *а*)

$$\Delta_{з.ц.у} = \left(z + W + \frac{N}{2}\right) \sin \varphi,$$

где W — вылет пиноли;

N — длина направляющих задней бабки;

φ — угол поворота оси пиноли относительно направляющих.

Так как при малых значениях угла φ $\sin \varphi \approx \operatorname{tg} \varphi = \frac{\lambda}{N}$, то

$$\Delta_{з.ц.у} = \frac{\lambda}{N}\left(z + W + \frac{N}{2}\right).$$

Согласно техническим условиям для нормального перемещения задней бабки между направляющими станины и бабки необходимо

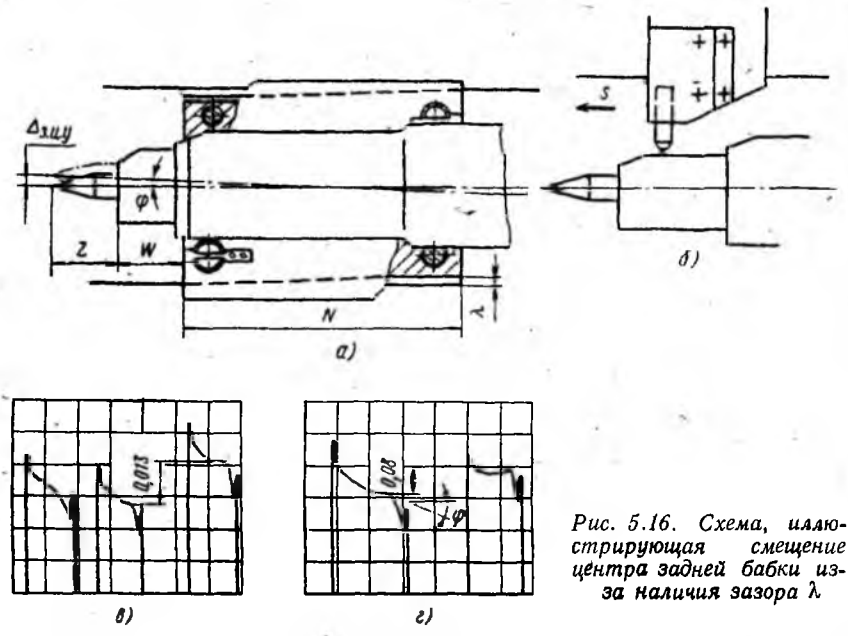


Рис. 5.16. Схема, иллюстрирующая смещение центра задней бабки из-за наличия зазора λ

обеспечить зазор λ под щуп толщиной 0,04 мм. В этом случае возможное смещение заднего центра при среднем вылете пиноли $W = 80$ мм составит 0,038 мм.

Величиина смещения заднего центра относительно начала отсчета зависит также от точности относительного положения направляющих суппорта и направляющих задней бабки. При непараллельности направляющих бабки направляющим продольного суппорта перемещение бабки и суппорта в новое исходное положение вызывает дополнительное отклонение заднего центра относительно начала отсчета. Следует подчеркнуть, что если изменение расстояния от вершиины режущей кромки до начала отсчета радиальных размеров вызывает отклонение размеров детали, то изменение точности положения линии центров вызывает как отклонение размеров, так и погрешность формы детали в продольном сечении.

Отклонение размера статической настройки, обусловленное изменением точности положения линии центров,

$$\Delta_{с.л.ц} = \Delta_{з.ц.у} - (\Delta_{з.ц.у} - \Delta_{п.ц.у})\frac{x}{L},$$

где $\Delta_{п.ц.у}$, $\Delta_{з.ц.у}$ — отклонеиия переднего и заднего центра;

L — длина детали;

x — координата перемещения резца.

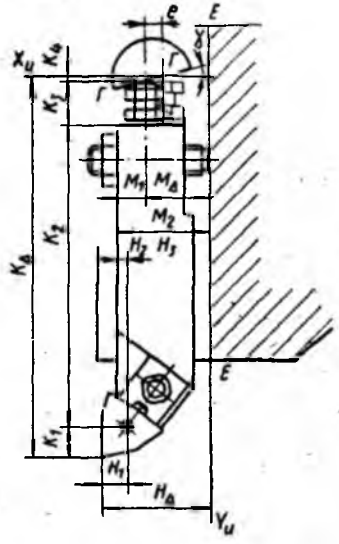
При $x = 0$ $\Delta_{с.л.ц} = \Delta_{з.ц.у}$, при $x = L$ $\Delta_{с.л.ц} = \Delta_{п.ц.у}$.

Для определения величины суммарной погрешности, вносимой в размер статической настройки в результате перемещения испол-

ительных поверхностей в новое исходное положение, был проделан следующий эксперимент. В резцедержке станка был закреплен индуктивный датчик самописца БВ-844. Тумблерами был набран определенный диаметральный размер. При выходе на этот размер шток датчика, касаясь поверхности пиноли, скользил вдоль образующей (рис. 5.16, *б*). Самописец при этом фиксировал точность выхода на заданный размер и отклонение от параллельности оси пиноли направляющим станка. Эти замеры проводились по нескольку раз при одном фиксированном положении задней бабки и пиноли. Затем задняя бабка и копировальный суппорт автоматически перемещались в новое исходное положение, после чего аналогичные замеры повторялись. Копировальный суппорт и задняя бабка перемещались в пределах всего технологического диапазона от $L = 300$ мм до $L = 810$ мм. Шток датчика при измерении контактировал на одном и том же участке образующей пиноли.

На рис. 5.16, *в*, *г* приведены диаграммы части результатов измерений, масштаб записи 1 : 1000. Сдвиг линий (рис. 5.16, *в*) свидетельствует о параллельном смещении оси заднего центра в новом положении на $\Delta_{з.ц.у} = 0{,}013$ мм. Изменение угла наклона и сдвиг свидетельствуют о повороте на угол φ и смещении оси заднего центра. Результаты эксперимента показали, что погрешность размера статической настройки, получающаяся вследствие перемещения в новое исходное положение суппорта и задней бабки, составляет 0,06 мм. Замена затупившегося режущего инструмента, производимая перед обработкой деталей нового типоразмера или в процессе обработки одной партии, как правило, не обеспечивает получение первоначальной точности расстояния от вершины режущей кромки до начала отсчета. Изменение точности расстояния, которое получается вследствие замены инструмента, вызывает отклонения размера статической настройки $\Delta_{с.н}$, значительно превышающие по абсолютной величине размерный износ.

Рис. 5.17. Схемы размерных цепей, определяющих положение режущей кромки инструмента



Точность положения режущей кромки в системе $X_и Y_и$ определяется координатами $K_Δ$, $H_Δ$, являющимися замыкающими звеньями соответствующих размерных цепей (рис. 5.17):

$$K_Δ - K_1 - K_2 - K_3 - K_4 = 0;$$

$$H_Δ - H_1 + H_2 - H_3 = 0.$$

При затуплении одной из вершин твердосплавную пластину поворачивают на 120° и закрепляют в новом исходном положении. Однако в результате неточного изготовления пластины и погрешностей, возникающих в процессе поворота и фиксации, точность размеров K_1, H_1, а следовательно, и замыкающих звеньев K_Δ, H_Δ нарушается. Для определения величины погрешности размера статической настройки $\omega_{с\ и}$, возникающей вследствие замены или поворота твердосплавных пластин, был проведен эксперимент, сущность которого заключалась в многократной замене и повороте различных пластин с последующей обточкой короткого участка той же установленной детали длиной $l = 20$ мм при одинаковых условиях резания $v = 82$ м/мин, $s = 0{,}2$ мм/об, $t = 1$ мм. Отклонения размеров статической настройки определялись как полуразность средних диаметров деталей. Эксперименты показали, что погрешность размера статической настройки вследствие замены пластины составляет 0,3 мм.

В ряде случаев, для сокращения времени, затрачиваемого на поднастройку размерных цепей после замены или поворота твердосплавной пластины, применяют приспособление для точной настройки резцового блока на размеры K_Δ, H_Δ вне станка. В приспособлении резцовый блок базируется так же, как и на станке, компенсирующими звеньями при регулировании являются K_3, H_3. Точность выставки резцового блока в приспособлении составляет 0,01 мм. Казалось бы, что применение заранее выставленных резцовых блоков позволит получить определенность положения вершины режущей кромки при замене инструмента. Однако практика показывает, что во многих случаях добиться определенности не представляется возможным. Причина заключается в следующем. При изготовлении державок не выдерживается с достаточной степенью точности перпендикулярность плоскости $ГГ$ упорного пальца относительно направляющей плоскости $ЕЕ$ державки. Вследствие этого изменение расстояния M_Δ между осью регулировочного винта и плоскостью $ЕЕ$ на величину e влечет за собой изменение вылета резца на величину $\Delta_{с\ и}$:

$$\Delta_{с.\ и} = e \operatorname{tg} \gamma,$$

где γ — угол отклонения от перпендикулярности плоскости $ГГ$ к плоскости $ЕЕ$.

Из размерной цепи $M_\Delta + M_1 - M_2 = 0$. видно, что смещение оси регулировочного винта относительно плоскости $ЕЕ$ происходит в результате различной регулировки вылета винта $M_2 = H_3$ и вследствие смещения оси отверстия под винт при засверливании. Различная регулировка вылета винта H_3 обусловлена необходимостью получения определенного расстояния H_Δ на нескольких разных резцовых блоках, а смещение оси отверстия под винт обусловлено погрешностью изготовления. Расчет показывает, что при отклонении плоскости $ГГ$ от перпендикулярности к плоскости $ЕЕ$ на 6° и смещении оси винта на $e = 1$ мм изменение

положения режущей кромки $\Delta_{с.и}$ составляет 0,105 мм, а при $\gamma = 5°$ и $e = 2$ мм $\Delta_{с.и} = 0{,}175$ мм.

Погрешность обработки вследствие разности размеров динамической настройки и ошибок программы. Решающим фактором, определяющим получение требуемой точности уже на первой детали каждой новой партии, обрабатываемой на станке с числовым программным управлением, является правильный расчет программы. Сущность расчета программы заключается в вычислении размеров статической настройки для каждой из n ступеней обрабатываемой детали. Казалось бы, что размеры статической настройки $Б_{с1}$, $Б_{с2}$, $Б_{с3}$, . . . , $Б_{сп}$ могут быть вычислены так:

$$Б_{с1} = Б_{р1} - Б_{д1};$$

$$Б_{с2} = Б_{р2} - Б_{д2};$$

. . . . . .

. . . . . .

. . . . . .

$$Б_{сп} = Б_{рп} - Б_{дп},$$

где $Б_{р1}$, $Б_{р2}$, . . ., $Б_{рп}$ — рабочие настроечные размеры;
$Б_{д1}$, $Б_{д2}$, . . ., $Б_{дп}$ — размеры динамической настройки.

Однако методика определения рабочего настроечного размера осложняется вследствие недостаточных знаний величин возможных мгновенных полей рассеяния $\omega_т$. Согласно методике, изложенной в работах [3, 8], для точного определения $Б_р$ необходимо предварительно обработать несколько деталей. Если задаться величиной $\omega_т$, то рабочий настроечный размер может быть вычислен с определенной ошибкой, которая переходит в размер статической настройки новой детали в качестве систематической постоянной погрешности $\Delta\omega_с$

$$\Delta\omega_с = \frac{\omega_{т.ф} - \omega_{т.п}}{2},$$

где $\omega_{т.ф}$ и $\omega_{т.п}$ — фактическая и предполагаемая величина мгновенного поля рассеяния.

В зависимости от входных данных заготовок и режимов резания разность мгновенных полей рассеяния диаметральных размеров деталей может достигать 0,030 — 0,040 мм. Таким образом, погрешность размеров статической настройки, получающаяся вследствие ошибки расчета $А_р$, может составлять 0,015—0,020 мм.

Наибольшую трудность при расчете размера статической настройки представляет определение величины размера динамической настройки $Б_д$. Величина размера динамической настройки зависит от большого количества факторов, определяющих в целом динамику процесса резания. Поэтому предварительное определение $Б_д$ с помощью специальных номограмм не может обеспечить достаточную точность. К тому же, в условиях работы мелкосерий-

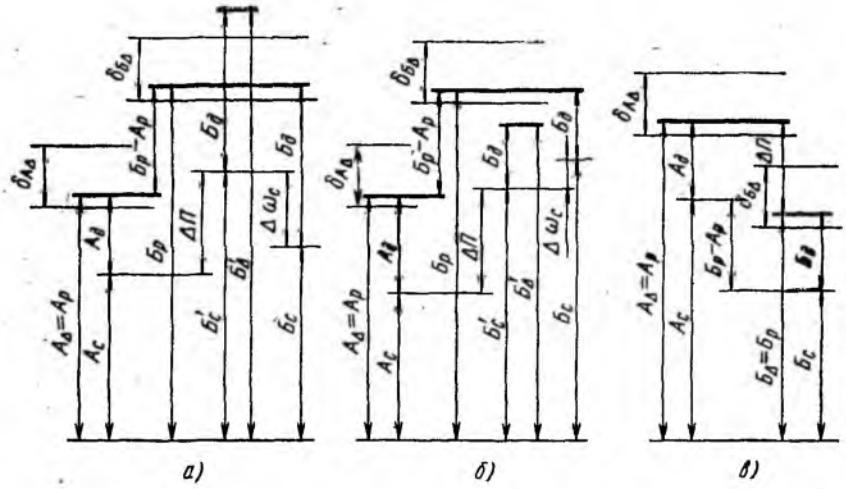


Рис. 5.18. Схемы размерных цепей

ного производства невозможно с требуемой быстротой и точностью оценить многочисленные случайные и систематические факторы, характеризующие заготовку, инструмент, оборудование.

При переходе на обработку деталей нового типа программа статической настройки $\Delta П$ изменяется в соответствии с изменением рабочих настроечных размеров $А_р$, $Б_р$ (рис. 5.18, *а*):

$$\Delta П = Б_р - А_р.$$

Новый размер статической настройки $Б'_с$ получается в этом случае как сумма

$$Б'_с = А_с + \Delta П,$$

где $А_с$ — размер статической настройки детали предшествующего типа.

Все это приводит к тому, что в размер статической настройки новой детали $Б'_с$ вносится погрешность $\Delta\omega_с$, равная разности размеров динамической настройки обрабатываемой и предшествующей детали:

$$\Delta\omega_с = Б_д - А_д.$$

Вследствие этого получаемый на первой детали размер $Б'_\Delta$ выходит за пределы допуска $\delta_{Б_\Delta}$, что обуславливает необходимость поднастройки и корректирования программы:

$$Б'_\Delta = Б'_с + Б_д = А_с + \Delta П + Б_д.$$

В том случае, когда $Б_д > А_д$, отклонение размера статической настройки вызывает увеличение размера $Б'_\Delta$ детали (рис. 5.18, *а*). Однако, если $Б_д < А_д$, отклонение размера статической настройки вызывает уменьшение $Б'_\Delta$ и может привести к неисправному браку

(рис. 5.18, *б*). При сравнительно редких случаях, когда $Б_д = A_д$, а следовательно, $\Delta\omega_с = 0$, необходимость поднастройки станка исключается (рис. 5.18, *в*). Эксперименты показывают, что размер динамической настройки при точении на станке 1722П различных деталей может изменяться в пределах от 0,025 до 0,400 мм и более в зависимости от режимов t, s, v, условий обработки, размеров и материала заготовки.

В некоторых случаях, при значительной разнице глубины резания у предшествующих и новых деталей наладчик, руководствуясь опытом, вносит определенную поправку в программу статической настройки до обработки. Однако эта коррекция носит субъективный характер и не обеспечивает существенного сокращения погрешности размера статической настройки.

В приведенном выше анализе у деталей предшествующего и последующего типоразмера рассматривалась только по одному размеру. При необходимости обработки многоступенчатых валиков задача предварительного определения размеров статической настройки по каждой ступени еще более усложняется. Составляя программу статической настройки на обработку новой детали, технолог или наладчик оперирует только с рабочими настроечными размерами $Б_{р1}$, $Б_{р2}$, . . , $Б_{рn}$, считая, что размеры динамической настройки на каждой ступени одинаковы:

$$Б_{д1} = Б_{д2} = \cdots = Б_{дn}.$$

Размеры статической настройки на каждой ступени получаются **в этом случае как сумма**

$$Б_{с1} = A_с + \Delta П = A_с + Б_{р1} - A_р;$$

. . . . . .

. . . . . .

. . . . . .

$$Б_{сn} = A_с + \Delta П = A_с + Б_{рn} - A_р,$$

где $A_с$ и $A_р$ — размер статической настройки и рабочий настроечный размер предшествующей детали.

Вследствие этого в размеры статической настройки на каждой ступени вносится погрешность

$$\Delta\omega_с = Б_{д1} - A_д;$$

. . . . . .

. . . . . .

. . . . . .

$$\Delta\omega_{сn} = Б_{дn} - A_{дn},$$

вызывающая необходимость поднастройки станка. Достижение точности диаметральных размеров на всех ступенях обрабатываемой детали путем поднастройки методом пробных проходов является сложной, трудоемкой задачей, решение которой в ряде

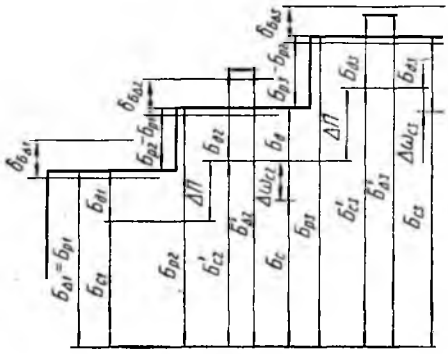


Рис. 5.19. Схема получения размеров $Б_{\Delta_2}$, $Б_{\Delta_3}$

случаев представляет значительные трудности. Действительно, разность размеров динамической настройки на ступенях $Б_{д1} < Б_{д2}$; $Б_{д2} > Б_{д3}$; $Б_{д3} > Б_{д1}$ (рис. 5.19) приводит к отклонению получаемых размеров $Б'_{\Delta 2}$ $Б'_{\Delta 3}$ относительно требуемых $Б_{р2}$; $Б_{р3}$. Корректировка программы путем изменения $Б_{с2}$ и $Б_{с3}$ на величину

$$\Delta П_2 = Б'_{\Delta 2} - Б_{р2};$$

$$\Delta П_3 = Б'_{\Delta 3} - Б_{р3}$$

исключается, так как разрешающая способность системы программного управления $R_п$ больше, чем требуемая величина коррекции программы $\Delta П_2$ и $\Delta П_3$. Для радиальных размеров $R_п = 0{,}1$ мм, поэтому размеры на второй и третьей ступени могут выйти за нижнюю границу допуска $\delta_{Б\Delta 2}$, $\delta_{Б\Delta 3}$.

Возможность изменеиия размеров $Б_{с2}$ и $Б_{с3}$ за счет смещения каретки со следящим золотником (регулирование звена y_{11}, см. рис. 5.10) также исключается, так как в этом случае изменяются на одинаковую величину размеры статической настройки на всех ступенях, вследствие чего размер $Б_{д1}$ выходит за нижнюю границу допуска. Таким образом, при обточке многоступенчатых валиков на некоторых ступенях неизбежно получаются завышенные диаметральные размеры, что приводит к снижению производительности на последующей шлифовке. На рис. 5.20 приведены точечные диаграммы диаметральных размеров всех ступеней детали, обработанной на станке 1722П. Разность размеров динамической настройки на ступенях диаметром 48, 50, 55 мм при обработке левой половины детали обусловила необходимость вынужденной поднастройки уже на 2-й детали, когда размер на ступени *II* вышел за пределы допуска. Вследствие аналогичной причины произошло смещение $\omega_{тV}$ диаметральных размеров на ступени *V* при обработке детали с другой стороны. Размеры на ступени V вышли за верхнюю границу допуска, между тем как размеры на ступени *IV* рационально располагаются в поле допуска. В результате вынужденной поднастройки на 12-й детали размеры *V* ступени оказались в поле допуска, а диаметральные размеры *IV* ступени вышли за нижнюю допустимую границу.

Приведенные диаграммы наглядно показывают также отклонения размеров на ступенях в результате замены инструмента и при автоматическом переходе на обработку второй половины валика.

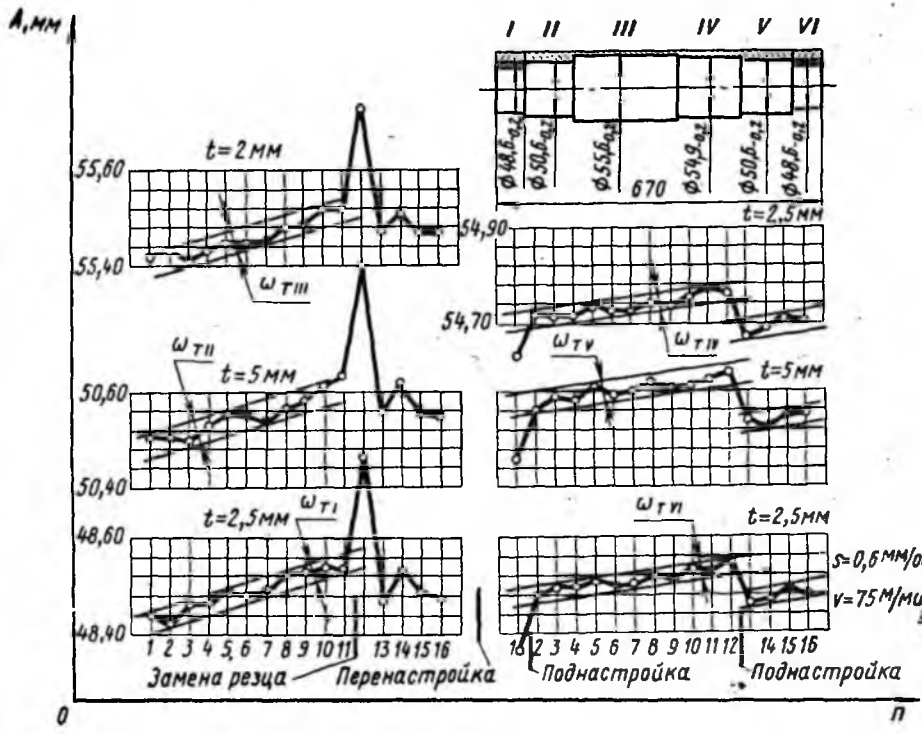


Рис. 5.20. Точечные диаграммы.

5.4. ВЫБОР МЕТОДОВ И СРЕДСТВ АВТОМАТИЗАЦИИ РАЗМЕРНОЙ ПЕРЕНАСТРОЙКИ СИСТЕМЫ СПИД

НЕОБХОДИМОСТЬ ИЗМЕРЕНИЯ ОТНОСИТЕЛЬНОГО ПОЛОЖЕНИЯ БАЗ СТАНКА, НЕСУЩИХ ОБРАБАТЫВАЕМУЮ ДЕТАЛЬ, РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА И ПРОГРАММОНОСИТЕЛЯ

Процесс размерной настройки системы СПИД любым из существующих методов [3] сводится к установлению требуемого размера A_c статической настройки, при котором можно было бы соответствующим образом расположить мгновенное поле рассеяния относительно границ поля допуска. При обработке деталей на станках получаемый размер или относительный поворот детали является замыкающим звеном надлежащей размерной цепи системы СПИД. При этом программоноситель исполнительного органа станка включается в размерную цепь в качестве составляющего звена. Рассмотрим обработку одной из ступеней вала на гидрокопировальном станке (например, 1722). Величина замыкающего звена (радиуса ступени вала) (рис. 5.21)

$$A_\Delta = \sum_{i=1}^{11} A_i = -A_1 - A_2 - A_3 - A_4 - A_5 - A_6 + A_7 + A_8 + A_9 + A_{10} - A_{11}. \quad (5.38)$$

Записанное уравнение справедливо при постоянстве величин звеньев, изменение которых приводит в движение гидрокопировальный суппорт станка, что характеризует собой процесс слежения. Последний имеет место при изменении звена A_8, воспринимающего усилие, направленное вдоль направляющих гидрокопировального суппорта. Следовательно, $A_8 = A_\Delta$ есть замыкающее звено той размерной цепи, которая определяет его величину, а именно:

$$A_\Delta = -A_1 + A_2 + A_3 + A_4 + A_5 + A_6 + A_7 + A_8 - A_9 - A_{10} + A_{11} + A_{12} + A_{13} - A_{14} - A_{15} - A_{16}. \quad (5.39)$$

При нахождении гидрокопировального суппорта в исходном положении перед обработкой, что соответствует положению щупа на рабочей поверхности копира (звено A_7), размер статической настройки

$$A_c = -A_1 - A_2 - A_3 - A_4 - A_5 - A_6 - A_7 + A_8 + A_9 + A_{10} + A_{11} + A_{12} + A_{13} - A_{14}. \quad (5.40)$$

По аналогии с вышеуказанным

$$A_8 = A_\Delta = -A_1 + A_2 + A_3 + A_4 + A_5 + A_6 + A_7 + A_8 - A_9 - A_{10} + A_{11} + A_{12} + A_{13} + A_{14} - A_{15} - A_{16} - A_{17}. \quad (5.41)$$

Так как размерная цепь есть совокупность расположенных по замкнутому контуру звеньев, то изменение каждого из них приведет к изменению размера A_c.

Для решения задачи автоматической настройки, поднастройки и перенастройки системы СПИД прежде всего необходимо иметь измерительное устройство, датчики которого должны измерять по возможности все погрешности, возникающие в размере статической настройки. Такое измерительное устройство должно быть встроено в соответствующую размерную цепь. При этом могут иметь место два случая: датчики, фиксирующие положение базы станка, несущей обрабатываемую деталь, и режущий инструмент расположены на одном и на различных звеньях размерной цепи. В последнем случае из-под контроля выпадает ряд звеньев, а именно те, которые расположены между установочными базами датчиков. На рис. 5.22, *а* показан случай, когда датчик, фиксирующий положение вершины резца, расположен на звене A_8'', а датчики, определяющие положение оси центров, на звене A_{13}''. При таком способе измерения изменения звеньев A_{13}'', A_{12}'', A_{11}'', A_{10}'', A_9'', A_8'' (здесь A_{13}'' и A_8'' — части звеньев A_{13}'' и A_8'') не фиксируются. Вследствие этого погрешность, которая может быть внесена в размер статической настройки, для рассматриваемого случая составит величину

$$\Delta A_{\text{изм}_\Delta} = \Delta A_{13}'' + \Delta A_{12}'' + \Delta A_{11}'' + \Delta_{10}'' + A_9'' + \Delta A_8'' \quad (5.42)$$

при сведении к нулю погрешностей, возникающих как результат изменения остальных звеньев, образующих A_c.

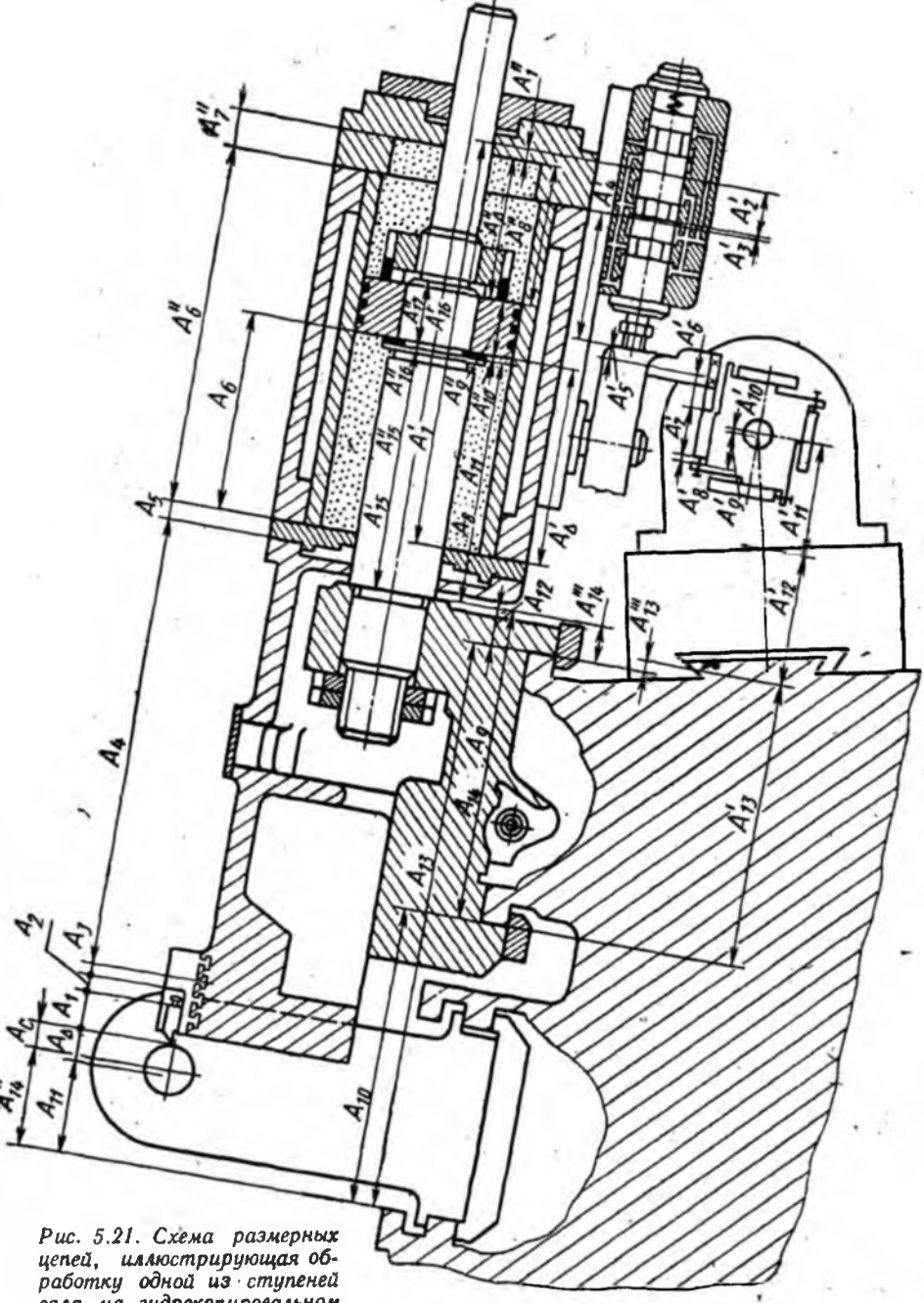


Рис. 5.21. Схема размерных цепей, иллюстрирующая обработку одной из ступеней вала на гидрокопировальном станке

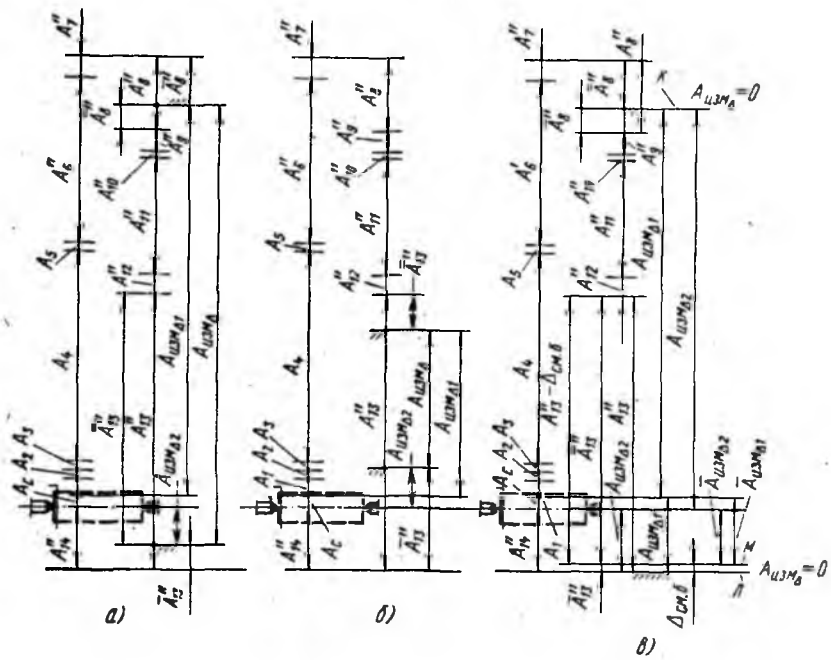


Рис. 5.22. Схемы встройки датчиков в размерную цепь

При расположении датчиков измерительного устройства на одном звене, например на A_{13} (рис. 5.22, *б*), но в разных его местах

$$\Delta A_{\text{изм}_\Delta} = \Delta (A''_{13} - \overline{A}''_{13} - \overline{\overline{A}}''_{13}). \tag{5.43}$$

Таким образом, для измерения изменения всех составляющих A_c звеньев необходимо датчики измерительного устройства, фиксирующие положение баз станка, несущих обрабатываемую деталь, и режущего инструмента, располагать на одном звене, причем так, чтобы они имели одну общую базу, т. е. $A_{\text{изм}_\Delta} = 0$. Таким звеном может быть любое звено цепи, образующей A_c, а выбор его диктуется в основном конструктивными особенностями станка и удобством монтажа измерительного устройства на выбранном звене. Пусть звенья A''_8 и A''_{13} (рис. 5.22., *в*) являются такими. При этом погрешности, раздельно зафиксированные соответствующими датчиками:

$$\left.\begin{aligned} \Delta\overline{A}_{c1} &= \Delta A_1 + \Delta A_2 + \Delta A_3 + \Delta A_4 + \Delta A_5 + \Delta A''_6 + \Delta A''_7 + \Delta A''_8; \\ \Delta\overline{\overline{A}}_{c1} &= \Delta\overline{A}''_8 + \Delta A''_9 + \Delta A''_{10} + \Delta A''_{11} + \Delta A''_{12} + \Delta A''_{13} + \Delta A''_{14} \end{aligned}\right\} \tag{5.44}$$

при расположении измерительного устройства со всеми датчиками в месте $к$ звена A_8'';

$$\left.\begin{gathered}\Delta\overline{A}_{c2}=\Delta A_1+\Delta A_2+\Delta A_3+\Delta A_4+\Delta A_5+\\+\Delta A_6''+\Delta A_7''+\Delta A_8''+\Delta A_9''+\Delta A_{10}''+\Delta A_{11}''+\Delta A_{12}''+\Delta A_{13}'';\\\Delta\overline{A}_{c2}=\Delta A_{14}''.\end{gathered}\right\}\qquad(5.45)$$

при расположении измерительного устройства со всеми датчиками в месте $л$ звена A_{13}''.

Нетрудно показать, что для обоих рассмотренных вариантов имеет место равенство

$$\Delta\overline{A}_{c1}+\Delta\overline{A}_{c1}=\Delta\overline{A}_{c2}+\Delta\overline{A}_{c2}=\Delta A_c=\text{const},\qquad(5.46)$$

которое указывает на возможность выбора в качестве базирующего звена для монтажа на нем измерительного устройства любого из составляющих звеньев размерной цепи, определяющей получение A_c.

В рассмотренном случае любое, даже самопроизвольное, смещение базы измерительного устройства в направлении размера A_c не отразится на результатах измерения. Действительно, смещение базы на величину $\Delta_{см.\,б}$ из положения $л$ в положение $м$ равносильно рассмотренному случаю, когда измерительное устройство со всеми датчиками расположено на одном звене, но в разных его точках. При указанном смещении датчики, фиксирующие положение базы, несущей обрабатываемую деталь, дополнительно будут фиксировать изменение части звена A_{13}'', т. е. $A_{13}''=\Delta_{см.\,б}$. Изменение другой его части фиксируется другим датчиком. Указанное смещение измерительного устройства не отразится на показаниях датчиков только в том случае, если их характеристики останутся неизменными в зоне, превышающей или равной $\Delta_{см.\,б}$.

Применительно к гидрокопировальному полуавтомату 1722 все датчики, фиксирующие положение резца, а также оси центров станка, расположены на звене A_{13}'' в месте $л$ (рис. 5.22, *в*), т. е. на нижней направляющей станины для передней и задней бабок. Этот выбор обусловлен конструктивными особенностями станка и относительным удобством монтажа измерительного устройства.

В связи с вышеизложенным следует указать на весьма существенное обстоятельство, связанное с расположением измерительного устройства для измерения размера A_c. Оно заключается в том, что измерительное устройство может быть смонтировано на любом звене технологической системы и даже вне ее. Возможно, например, расположение его на фундаменте станка. При этом смещение измерительного устройства со всеми датчиками в направлении размера A_c не вызовет погрешности в указанном размере, так как при постоянстве наклона характеристик датчиков сигнал, снимаемый с них, будет постоянным.

Рассмотренный принцип по встройке измерительного устройства в размерную цепь, определяющую размер статической настройки A_c на диаметральные размеры, полностью справедлив и для линейных размеров, т. е. для другого взаимно перпендикулярного направления. При этом правильность измерения требуемого расстояния может быть обеспечена при условии, что именно данная цепь вскрывает все звенья, участвующие в образовании размера статической настройки.

При получении как диаметральных, так и линейных размеров деталей, т. е. в двух взаимно перпендикулярных направлениях, датчики измерительного устройства фиксируют относительное положение трех элементов системы СПИД: режущего инструмента вместе с исполнительным органом, базы станка, несущей обрабатываемую деталь, и программоносителя, тем самым охватывая все размерные цепи, определяющие соответствующие размеры статических настроек.

Для компенсации погрешностей, возникающих в размерах статических настроек, может быть использовано три метода: а) метод пробных проходов; б) перемещение на требуемое расстояние исполнительного органа системы СПИД из положения, при котором режущая кромка инструмента совпадает с базой, несущей обрабатываемую деталь; в) относительный метод, заключающийся в том, что размер статической настройки сравнивается с заданным, установленным при первоначальной настройке системы СПИД; при отклонении от требуемого указанный размер восстанавливается перемещением исполнительного органа вместе с режущим инструментом.

При разработке способа автоматической поднастройки и перенастройки системы СПИД был использован третий метод, так как первые два или требуют вмешательства наладчика, или же трудно выполнимы.

При относительном методе установленный первоначально размер статической настройки фиксируется датчиками и поддерживается постоянным с помощью специального исполнительного механизма, воздействующего на выбранное компенсирующее звено, на протяжении обработки всей партии данного типоразмера. Очевидно, что переход на обработку деталей другого типоразмера потребует перенастройки измерительного устройства, так как размер статической настройки для другого типоразмера, как правило, иной по величине.

Необходимость обработки на данной технологической системе n-го количества типоразмеров потребует n-го количества перенастроек измерительного устройства, что является не только не рациональным, но и трудновыполнимым; к тому же это часто требует вмешательства наладчика.

Для решения поставленной задачи автоматического перехода с обработки детали одного типоразмера на другой было предложено [45] снабжать программоноситель исполнительного органа

системы СПИД нулевой отсчетной координатой (НОК). Применительно, например, к копиру НОК на диаметральные размеры представляет собой ступень (рис. 5.23), на которую непосредственно перед обработкой базируется щуп гидрозолотника станка 1722.



Рис. 5.23. Программоноситель (копир), снабженный НОК

С помощью НОК определяется положение программоносителя относительно баз станка, несущих обрабатываемую деталь; от нее, как от базы, следует рассчитывать элементы программоносителя для соответствующей обрабатываемой детали. НОК позволяет иметь всегда один размер статической настройки, который с помощью измерительного устройства (системы датчиков), а также исполнительных механизмов будет поддерживаться постоянным на протяжении обработки всей совокупности деталей различных типоразмеров. При этом измерению и компенсации будут подлежать не только погрешности, возникающие при обработке предыдущего типоразмера, но и те, которые являются следствием кинематической перенастройки системы СПИД (например, в результате смены программоносителя, поворота копирного барабана, замены режущего инструмента и т. д.).

Пусть при обработке партии деталей одного типоразмера (первого) величина первоначального установленного размера статической настройки A_{c0} (рис. 5.24) поддерживалась постоянной с помощью системы управления на протяжении обработки всей партии. На другой позиции копирного барабана был установлен копир, по размерам совершенно идентичный предыдущему. Однако ступень его, соответствующая НОК, по высоте больше, чем у первого, т. е. $A_{с.к02} > A_{с.к01}$. Кроме того, в процессе перенастройки станка имела место погрешность установки нового копира, а также погрешность поворота копирного барабана $\Delta_{п.з}$.

Перед обработкой первой же детали, соответствующей новому программоносителю, щуп исполнительного органа станка устанавливается на НОК копира, датчики измерительного устройства определяют положение вершины резца относительно оси центров, т. е. размер статической настройки. Очевидно, что при прочих равных условиях новый размер статической настройки A'_{c0} будет отличаться от заданного A_{c0} на величину $[(A_{с.к02} - A_{с.к01}) + \Delta_{п.з}]$. Следовательно, даже при постоянстве размера динамической настройки при обработке первой же ступени вала на диаметральном размере детали будет получена погрешность $2[(A_{с.к02} - A_{с.к01}) + \Delta_{п.з}]$. Однако датчики зафиксируют указанную погрешность в размере A_{c0}, в результате чего с них будет получен сигнал, пропорциональный величине $[(A_{с.к02} - A_{с.к01}) - \Delta_{п.з}]$. Получив соответствующее преобразование, этот сигнал заставит функционировать исполнительный механизм,

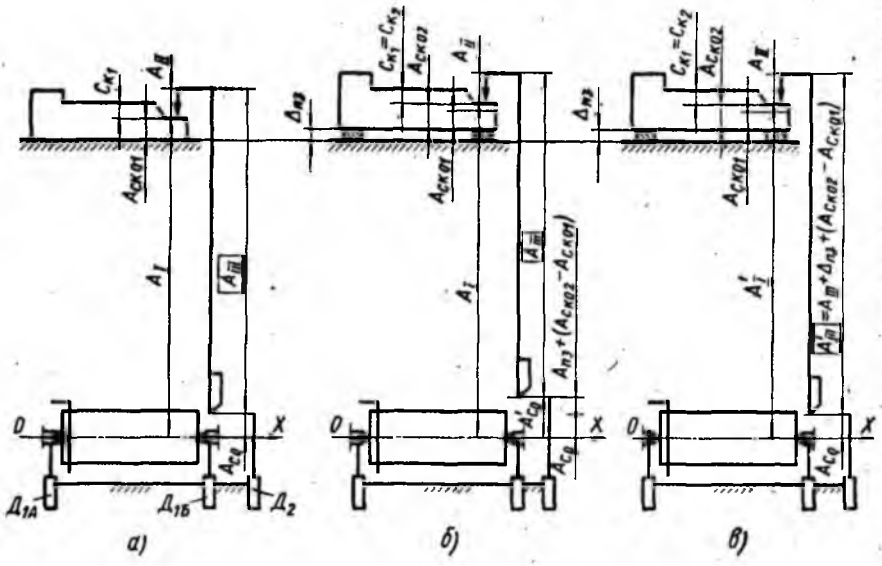


Рис. 5.24. Схемы, иллюстрирующие стабилизацию размера статической настройки:

$C_{к1}$ и $C_{к2}$ — размеры рабочих ступеней копира

который будет воздействовать на какое-либо составляющее звено размерной цепи, в которой замыкающим является размер статической настройки A_{c0}.

На рис. 5.24 показано звено A_{III}, выполняющее роль компенсирующего. Оно определяет положение гидрозолотника относительно гидроцилиндра суппорта. Варьированием A_{III} при нахождении гидрокопировального суппорта в режиме слежения можно производить изменение размера статической настройки. Следовательно, при наличии указанной погрешности исполнительный механизм будет смещать гидрозолотник относительно гидроцилиндра суппорта в направлении уменьшения погрешности $[(A_{с.к02} - A_{с.к01}) + \Delta_{п.з}]$ до тех пор, пока результирующий сигнал с датчиков измерительного устройства не будет равен нулю. Это произойдет тогда, когда размер статической настройки примет требуемое значение A_{c0}.

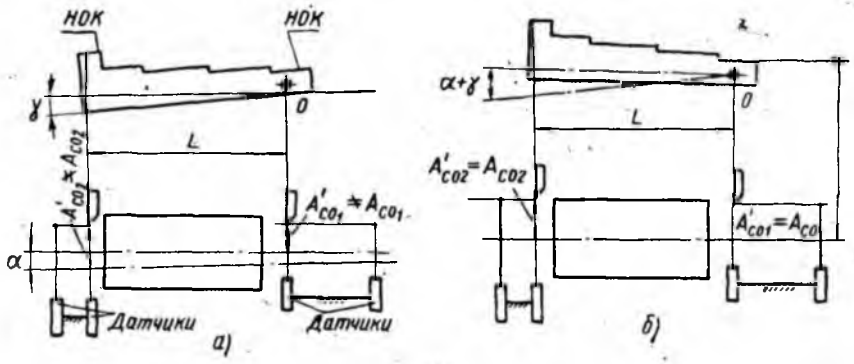
Совершенно аналогично будут компенсироваться погрешности, возникающие в результате температурных деформаций базы станка, несущей обрабатываемую деталь (в частности, передней и задней бабок), износа режущего инструмента и др. Таким образом, практически любые погрешности, нарушающие установленный размер статической настройки A_{c0}, будут компенсироваться с точностью, полностью определяемой точностью работы системы автоматического управления размерной поднастройкой и перенастройкой системы СПИД.

Важной особенностью рассматриваемого способа является то, что с помощью САУ осуществляется слежение за положением базы, несущей обрабатываемую деталь, и именно от нее нового положения устанавливается требуемая величина размера A_{c0}. На основании этого способа измерения и компенсации погрешностей, возникающих в размере статической настройки $A_{c.0}$, возможно осуществить автоматическую коррекцию относительного положения программоносителя и баз станка, несущих обрабатываемую деталь.

В общем случае (рис. 5.25, *а*) программоноситель может быть установлен под углом по отношению к базе (оси центров для токарного станка). Ось центров может изменить свое положение в результате температурных деформаций и погрешности установки. Для компенсации такого рода погрешностей наиболее целесообразно осуществить коррекцию положения программоносителя. Для этого он должен быть снабжен двумя отсчетными координатами. Тогда вначале осуществляется восстановление требуемого значения A_{c0} так, как это было рассмотрено выше. Затем исполнительный орган должен переместиться на другую НОК, где определяется его положение (поворот) относительно базы станка, несущей обрабатываемую деталь (оси центров). При наличии погрешности соответствующий исполнительный орган должен производить поворот программоносителя так, чтобы он располагался на эквидистанте по отношению к указанной базе (рис. 5.25, *б*). Для того чтобы размер A_{c0} не изменялся, поворот должен происходить вокруг оси O, находящейся на линии как продолжение размера A_{c01}.

Для реализации этого способа измерения датчики, фиксирующие положение базы станка, несущей обрабатываемую деталь, режущего инструмента и программоносителя, при нахождении исполнительного органа на первой НОК (рис. 5.25, *а*) образуют одну автономную систему измерения. Вместе с этим датчики, фиксирующие положение базы станка, несущей обрабатываемую деталь,

Рис. 5.25. Схема измерения положения (поворота) программоносителя (копира относительно оси центров



режущего инструмента и программоносителя, при нахождении исполнительного органа станка на второй НОК (рис. 5.25, *а*) образуют вторую автономную систему измерения. Датчики обеих систем измерения следует стремиться располагать на одной базе.

СПОСОБЫ И СРЕДСТВА УПРАВЛЕНИЯ ПРОЦЕССОМ РАЗМЕРНОЙ ПЕРЕНАСТРОЙКИ СИСТЕМЫ СПИД

Изложенные выше теоретические основы размерной настройки, поднастройки и перенастройки системы СПИД указывают на необходимость иметь соответствующее измерительное устройство для конкретной технологической системы, назначение которого — измерять относительное положение баз станка, несущих обрабатываемую деталь, режущего инструмента и программоносителя по одной, двум или трем координатам в зависимости от поставленной задачи. Программоноситель исполнительного органа системы СПИД должен иметь одну или несколько нулевых отсчетных координат для определения положения программоносителя.

При объединении всех датчиков измерительного устройства в одной схеме и расположении этого устройства на одной базе представляется возможным компенсировать погрешности установки детали. Действительно, если датчики $Д_{1А}$, $Д_{1Б}$ (см. рис. 5.24), фиксирующие положение оси центров, были настроены для случая совпадения указанной базы с осью OX, то при изменении положения оси центров с них будет получен сигнал, пропорциональный усредненному перемещению шейки шпинделя и центра задней бабки с учетом знака возникшей погрешности.

При включении датчиков в две автономные системы измерения (см. рис. 5.25) представляется возможным измерить как бы два размера статической настройки, расположенных на некотором расстоянии друг относительного друга, и тем самым определить угол поворота программоносителя относительно базы станка, несущей обрабатываемую деталь.

Осуществление автоматического перехода с обработки одного типоразмера детали на другой требует автоматического управления размером динамической настройки, так как размер динамической настройки от одного типоразмера к другому может меняться по указанным выше причинам. В этой связи могут быть использованы два принципиально различных пути управления упругими перемещениями системы СПИД.

Первый из них заключается в том, что в процессе формообразования поверхностей детали в зависимости от колебания припуска, твердости, затупления режущего инструмента и других факторов постоянным поддерживается размер динамической настройки с точностью $\omega_{т.р}$, определяемой в основном качеством спроектированной системы автоматического управления. При

ном действительный размер (радиус детали для токарной обработки валов)

$$A_{\Delta} = A_{c} + A_{д.\,р}, \qquad (5.47)$$

где $A_{д.\,р}$ — размер динамической настройки, поддерживаемый САУ упругими перемещениями.

Поддержание постоянным $A_{д.\,р}$ может быть осуществлено изменением различных регулирующих параметров [37], из которых наиболее часто используется подача.

При необходимости перехода на новый силовой режим при обработке другого типоразмера детали величина $A_{д.\,р}$ должна быть изменена. При этом требуется внесение поправок в размер A_{c0} статической настройки. Использование САУ упругими перемещениями позволяет рабочему в зависимости от требуемого режима оперативно вносить соответствующие коррективы в уставку по A_{c0}, пропорциональные величине $\Delta A_{д.\,р} = A_{д.\,р1} \pm A_{д.\,р2}$. При этом необходимо иметь функциональную зависимость силового режима и соответствующего ему аналога (например, в виде напряжения, тока и др.), вводимого в задающее устройство системы автоматического управления.

Второй путь заключается в том, что в процессе формообразования поверхностей детали в независимости от колебания припуска, твердости, затупления режущего инструмента и других факторов управление получаемым размером осуществляется посредством изменения размера статической настройки. Физическая сущность этого способа состоит в том, что установленный размер статической настройки A_{c} приравнивается к рабочему настроечному размеру $A_{р}$. Это условие обеспечивается системой автоматического управления. Как только начинается процесс формообразования (т. е. появляется $A_{д}$), включается в работу САУ упругими перемещениями, задача которой состоит в обеспечении условия $A_{д} = \text{const}$. Это означает, что за счет изменения A_{c} происходит компенсация приращений, порождаемых изменяющимся размером динамической настройки и его погрешностями, т. е.

$$A_{\Delta} = A_{р} = A_{c} + A_{д} - A_{д}(\Delta A_{c}), \qquad (5.48)$$

где $A_{д} = \Delta A_{c}$.

На первый взгляд кажется, что недостатком данного способа является изменение размера статической настройки. Однако, учитывая, что A_{c} каждый раз стабилизируется (A_{c0}) перед обработкой очередной детали посредством САУ размерной настройкой и перенастройкой, данный способ следует признать более универсальным. В этом случае не требуется внесения рабочим соответствующих поправок в размер статической настройки.

Таким образом, автоматический переход с обработки одного типоразмера детали на другой с обеспечением при этом заданной точности требует снабжения станков системами автоматического управления размерами статической и динамической настроек.

В качестве чувствительных элементов САУ практически могут быть использованы любые датчики, в которых линейные перемещения преобразуются в какой-либо электрический аналог, например, напряжение, ток и др. Как показали исследования, вполне удовлетворительно зарекомендовали себя индуктивные дифференциальные датчики БВ-844, БВ-862 и др. Они обладают достаточно высокой разрешающей способностью (несколько милливольт на микрометр) и надежностью. Пожалуй, недостатком их является достаточно большие габариты, в ряде случаев не позволяющие компактно встраивать их в соответствующие узлы технологической системы.

Так как сигналы, полученные с датчиков, малы, в САУ используются усилители. Вполне удовлетворительно зарекомендовали себя электронные усилители как на лампах, транзисторах, так и на интегральных схемах. В качестве исполнительных элементов САУ, воздействующих на компенсирующие звенья соответствующих размерных цепей системы СПИД, наиболее целесообразно использовать двигатели (как постоянного, так и переменного тока), работающие совместно с механизмами малых перемещений. Для конкретной технологической системы может быть использован механизм, способствующий наиболее качественному решению поставленной задачи, главным образом с точки зрения обеспечения заданной точности перемещения, диапазона регулирования и быстродействия.

Применительно к гидрокопировальному полуавтомату 1722 на рис. 5.26 показан механизм плавного реверсивного перемещения гидрозолотника. На корпусе гидроцилиндра *1* закреплен фланец *2*, а на нем жестко закреплена плита *3*, на которой установлен исполнительный механизм *4*, выполненный в виде двухступенчатого редуктора с винтовой парой. Гидрозолотник *6* с помощью кронштейнов *7*, *8*, *9*, *10* подвешен на двух плоских пружинах *11* и *12* на корпусе гидроцилиндра *1* с натягом. Натяг создается за счет того, что выходной вал *16* редуктора своим наконечником *5* упирается в гидрозолотник *6*. Вал *16* имеет возможность вращаться в направляющих втулках *14* и *21* и одновременно поступательно перемещаться вдоль своей оси вверх или вниз за счет того, что нижний конец вала *16* помещен в резьбовую втулку *22*.

Вращение вала *16* осуществляется от двигателя *18* через шестерни *19*, *20*, *17* и *13*, создающие редукцию, равную 80, т. е. за один оборот ротора двигателя выходной вал *16* поворачивается на $^1/_{80}$ часть. А за счет того, что конец вала *16* находится в резьбовой втулке *22* (резьба с шагом 0,5 мм), он поступательно перемещается на величину 0,006 мм. Регистрировать перемещения можно по стрелке *15*. Величина редукции может быть изменена в меньшую и большую стороны заменой шестерен *19* и *20*. В рассматриваемом механизме могут быть использованы любые двигатели. На рис. 5.27 механизм перемещения гидрозолотника показан

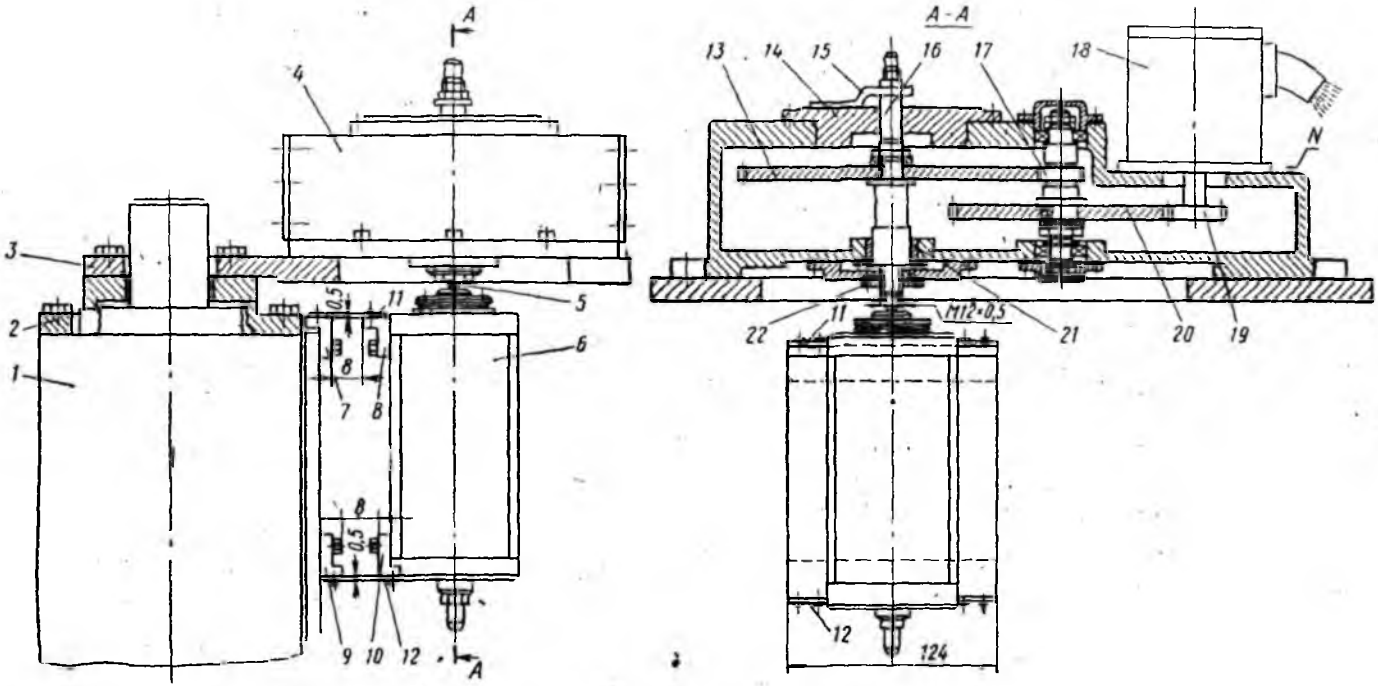


Рис. 5.26. Механизм плавного реверсивного перемещения гидрозолотника

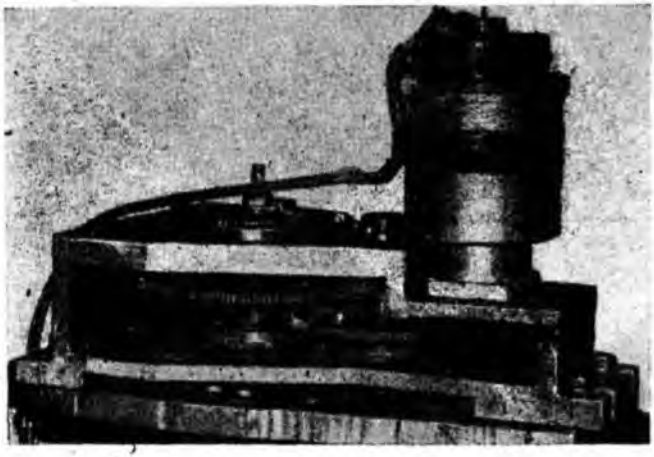
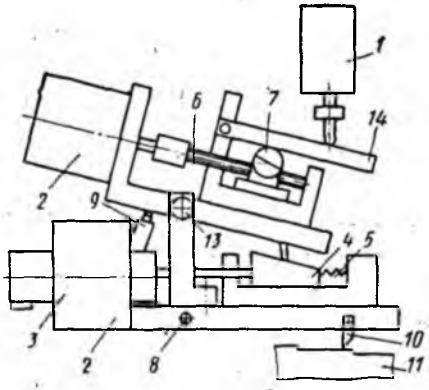


Рис. 5.27. Механизм перемещения гидрозолотника совместно с двигателем на станке

совместно с двигателем постоянного тока СЛ-369. Толщина пружин *11* и *12* (см. рис. 5.26) может быть 0,5—1 мм, их длина 120—150 мм, ширина 8—15 мм. Величина натяга пружин гидрозолотника выбирается в зависимости от максимальной величины их упругой деформации. Обычно при указанных выше параметрах пружин натяг составляет 0,7—0,8 мм. Перемещение гидрозолотника вниз (для увеличения размера статической настройки) осуществляется вращением вала *16* по часовой стрелке, а перемещение вверх (для уменьшения размера статической настройки) идет за счет потенциальной энергии пружин (вал *16* вращается против часовой стрелки). Исследование рассмотренного механизма показало достаточно высокую его эффективность: управление размером статической настройки на диаметральные размеры осуществляется с точностью 0,003—0,004 мм.

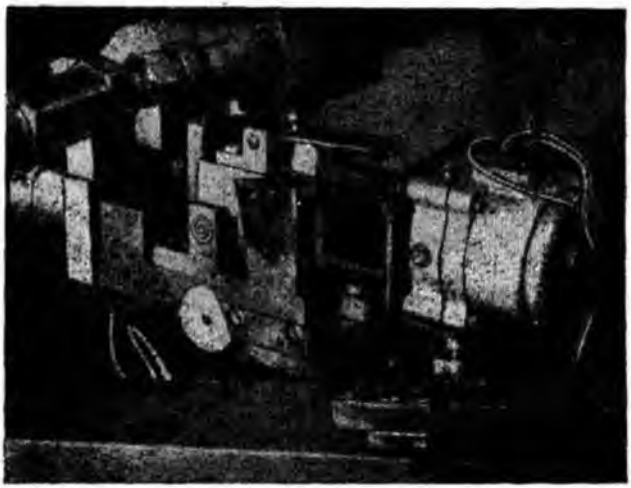
Рис. 5.28. Схема исполнительного механизма для компенсации погрешностей в размере статической настройки (для диаметральных размеров)



Для компенсации погрешностей в размере статической настройки применительно к гидрокопировальным полуавтоматам может быть использован исполнительный механизм (рис. 5.28), в котором со-

ответствующие воздействия осуществляются непосредственно на щуп гидрозолотника. В корпусе *12* исполнительного механизма установлен двигатель *3*, который при наличии сигнала на управляющей обмотке двигателя перемещает подпружиненный клин *4* пружиной *5* в ту или иную сторону в зависимости от знака поданного напряжения. В свою очередь, клин воздействует на исполнительный механизм САУ размером A_{c0}, заставляя его поворачиваться вокруг оси *13* и тем самым воздействуя на шток гидрозолотника *1*. Гидрозолотник перемещается до тех пор, пока датчик обратной связи *9* не зафиксирует требуемую величину перемещения. Таким образом осуществляется автоматическое управление упругими перемещениями в процессе формообразования поверхностей детали. Исполнительный механизм САУ размером A_{c0} приводится в действие электродвигателем *2*, который в зависимости от знака погрешности, возникшей в размере статической настройки, вращает в ту или другую сторону винт *6*, на котором находится гайка *7*. Последняя, перемещаясь, поворачивает планку *14*, воздействуя тем самым на шток гидрозолотника. Оба механизма расположены на оси *8*, установленной жестко на суппорте станка. К корпусу *12* жестко прикреплен щуп *10*, двигающийся по рабочей поверхности копира *11* (программоносителя). На рис. 5.29 показан механизм, установленный на станке. Для компенсации погрешностей, возникающих в размере статической настройки (линейные размеры), применительно к гидрокопировальному полуавтомату наиболее целесообразно

Рис. 5.29. Механизм для компенсации погрешностей в размере статической настройки, установленный на станке (для диаметральных резмеров)



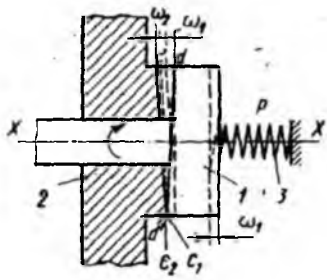


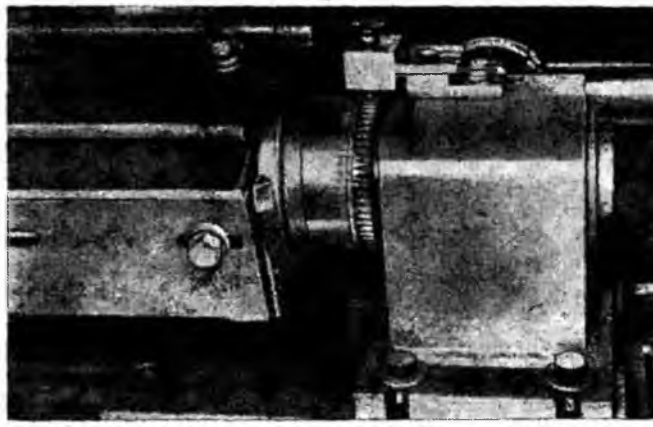
Рис. 5.30. Схема исполнительного механизма для компенсации погрешностей в размере статической настройки (для линейных размеров)

осуществлять перемещение копирного барабана в направлении, обратном возникшей погрешности.

На рис. 5.30 показана одна из схем механизма для решения этой задачи. Принцип работы механизма основан на следующем: если имеются две соприкасающиеся и вращающиеся одна относительно другой детали, то при наличии у них ошибок торцового биения соприкасающихся поверхностей будет иметь место осевое перемещение одной из них, причем в образовании осевого перемещения участвует меньшая по величине ошибка. Неподвижная деталь *2* имеет торцовое биение ω_2, а вращающаяся деталь *1* — ω_1. Деталь *1* при вращении поджимается к детали *2* силой *P*, создаваемой пружиной *3* для сохранения постоянства контакта. Если $\omega_2 > \omega_1$, то деталь *1*, совершая полный оборот, перемещается вдоль своей оси на величину ω_1.

Если в точках C_1, C_2 (точка C_1 принадлежит детали 1, точка C_2 — детали *2*) имеет место максимальное торцовое биение относительно оси X—X, то, повернувшись на 180° из указанного положения, точка C_1 займет положение c', а точка d — положение d', перемещение детали *1* произойдет влево на величину ω_1. Дальнейший поворот детали *1* в том же направлении на 180° приведет к ее перемещению вправо на величину ω_1.

Рис. 5.31. Механизм для компенсации погрешностей в размере статической настройки, установленный на станке (для линейных размеров)



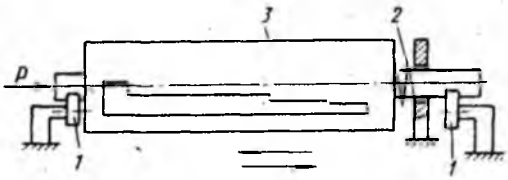


Рис. 5.32. Схема перемещения копирного барабана для компенсации погрешностей в размере статической настройки

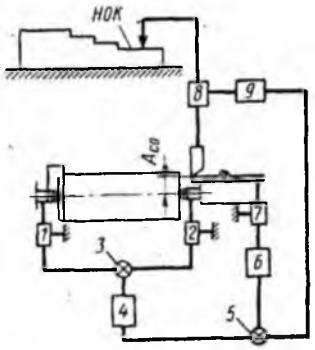
За исходное положение детали лучше принять то, когда точка C_1 смещена относительно точки C_2 на 90° (по отношению к положению, показанному на рис. 5.30). При этом вращение детали *1* в разные стороны приводит к осевому ее перемещению влево или вправо. Выбор величин торцового биения соприкасающихся деталей (колец) определяется суммарной наибольшей погрешностью в размере статической настройки на линейные размеры. На рис. 5.31 показан механизм, установленный на станке.

Компенсация указанных погрешностей может осуществляться непосредственным перемещением копирного барабана вместе с копирами (рис. 5.32). Для этого копирный барабан *3* должен быть установлен на подшипники *1* таким образом, что воздействие на него силы *P* будет вызывать осевые перемещения. Пружина *2* служит для осуществления перемещения в направлении, обратном действию силы.

5.5. АВТОМАТИЗАЦИЯ ПЕРЕНАСТРОЙКИ СИСТЕМЫ СПИД

Автоматизация перенастройки гидрокопировальных станков. Для автоматизации процессов размерной настройки, поднастройки и перенастройки гидрокопировальных полуавтоматов была спроектирована система автоматического управления, блок-схема которой представлена на рис. 5.33. Измерительными элементами служат индуктивные датчики БВ-844. Датчики *1* и *2* фиксируют соответственно положение шейки шпинделя и центра задней бабки, а тем самым положение оси центров; датчик *7* через специальный рычаг — положение вершины резца, гидрокопировального суппорта и копира.

Рис. 5.33. Блок-схема САУ процессами размерной настройки и перенастройки системы СПИД



Сигналы с датчиков поступают в электронные усилители *4* и *6* по двум каналам. Сигналы, поступающие с датчиков *1* и *2*, образующих измерительную цепь первого канала, сравниваются в сравнивающем устройстве *3*. Сигнал, снимаемый с измерительной диагонали моста, пропорционален перемещению измерительных штоков указанных дат-

чиков, следовательно, и суммарному усредненному перемещению шейки шпинделя и центра задней бабки. Например, из-за температурных деформаций шейка шпинделя сместилась в направлении на резец на 10 мкм, а центр задней бабки в этом же направлении на 12 мкм, с измерительной диагонали моста будет получен сигнал, пропорциональный величине $\frac{10+12}{2} = 11$ мкм. Если перемещение элементов станка (оси центров) равно тем же величинам, но направлено от резца, суммарный сигнал будет таким же по величине, но другого знака.

Сигнал, поступающий с датчика *7*, измеряющего положение вершины резца, гидрокопировального суппорта и программоносителя, сравнивается в сравнивающем устройстве *5* с сигналом, идущим от сравнивающего устройства *3* через электронный усилитель *4*. Если появится погрешность в установленном с требуемой точностью размере статической настройки A_{c0}, например, в результате износа резца, температурных деформаций элементов станка и др., со всех трех датчиков будет получен суммарный сигнал определенного знака в зависимости от того, увеличили или уменьшили возникшие погрешности размер статической настройки. Этот сигнал включает реле, подводящее напряжение на управляющую обмотку электродвигателя *9*. Последний через исполнительный механизм *8* перемещает гидрозолотник относительно гидрокопировального суппорта. Так как суппорт находится в режиме слежения, то в зависимости от направления вращения электродвигателя и, следовательно, перемещения гидрозолотника будет изменяться (стабилизироваться) размер статической настройки до тех пор, пока не достигнет требуемого значения.

Таким образом, обратная связь в системе автоматического управления осуществляется через датчик *7*, на который действует резец. Как только размер статической настройки установится с требуемой точностью, сигналы, поступающие с обоих каналов от всех датчиков, будут равны, электродвигатель остановится. После этого начинается обработка детали. Время установления размера статической настройки зависит от величины возникшей погрешности и обычно не превышает 5 с. Быстродействие системы автоматического управления при необходимости может регулироваться.

Особенность рассматриваемого способа автоматической настройки, поднастройки и перенастройки заключается в том, что системой управления осуществляется слежение за положением базы, несущей обрабатываемую деталь (оси центров), и именно от этой базы устанавливается требуемая величина размера статической настройки A_{c0}.

Обработка детали другого типоразмера требует замены программоносителя (копира) или поворота копирного барабана, на котором без какой-либо особой выверки установлены соответствующие копиры. Часто требуется заменить режущий инструмент, что

существенно изменяет размер статической настройки. При использовании рассмотренной системы управления не требуется проведения каких-либо пробных проточек на детали, не требуется тщательно выставлять инструмент вне станка и т. д. При переходе на другой типоразмер, как только суппорт опустится на НОК соответствующего копира, датчики системы управления измерят величину размера статической настройки; при необходимости он будет скорректирован (как и при первом типоразмере), после чего можно обрабатывать детали.

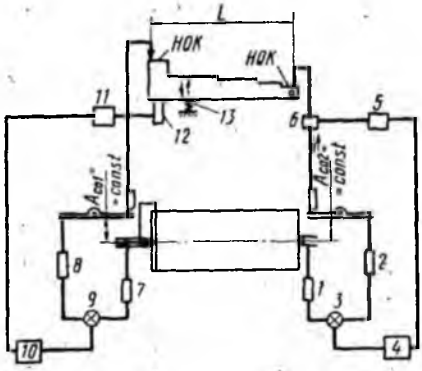


Рис. 5.34. Блок-схема САУ процессами размерной настройки и перенастройки системы СПИД при управлении поворотом копира

Для расположения программоносителя (копира) гидрокопировального полуавтомата на эквидистанте по отношению к оси центров станка датчики измерительного устройства включаются в две автономные системы управления. На рис. 5.34 представлена блок-схема САУ, решающая эту задачу.

Датчики *1* и *2* измеряют положение вершины резца и заднего центра, а датчики *7* и *8* — соответственно положение вершины резца и шейки шпинделя при нахождении исполнительного органа (гидрокопировального суппорта) на второй НОК, расположенной от первой на расстоянии *L*. Установка требуемой величины размера A_{c01} статической настройки происходит по аналогии с вышеизложенным. При этом датчики *2* и *1* образуют автономную измерительную систему. Сигнал, снимаемый с них, сравнивается в сравнивающем устройстве *3*, усиливается усилителем *4* и воздействует на исполнительный механизм *6* от двигателя *5*. Обратная связь осуществляется через датчик *2*, т. е. движение резца с гидрокопировальным суппортом будет происходить до тех пор, пока размер статической настройки не будет равен заданному. После этого САУ отключается, исполнительный орган перемещается в новое положение, соответствующее второй НОК. При этом в работу вступают датчики *7* и *8*, которые определяют поворот копира относительно оси центров. Сигнал, снимаемый с датчиков, сравнивается в сравнивающем устройстве *9*, усиливается усилителем *10* и воздействует на исполнительный механизм *11*, который посредством кулачка *12* осуществляет поворот копира вокруг оси, лежащей на перпендикуляре к оси центров, проходящем через вершину резца при стабилизации размера статической настройки в первом положении (на первой НОК). Благодаря этому величина A_{c01} остается постоянной и одновременно копир устанавливается на эквидистанте по отношению к оси центров. Обратная

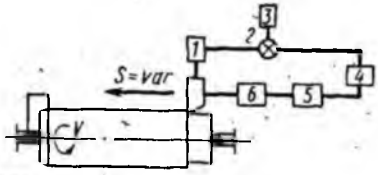
связь осуществляется через датчик *8*. После этого исполнительный орган возвращается в исходное положение (на первую НОК), после чего осуществляется обработка деталей.

Исполнительный орган данной САУ представляет собой двигатель постоянного или переменного тока, приводящий в движение кулачок, который поднимает копир. В требуемое положение копир опускается пружиной *13*, связывающей копир и копирный барабан.

Как уже указывалось, автоматический переход с обработки одного типоразмера детали на другой с достижением заданной точности требует стабилизации (управления) размера динамической настройки, т. е. в процессе формообразования поверхностей деталей должно обеспечиваться условие $A_д = \text{const}$. Это может быть достигнуто за счет изменения размера статической настройки, а также за счет изменения величины упругих перемещений (например, посредством управления подачей). Последний вариант САУ упругими перемещениями наиболее целесообразно использовать при обработке однотипных (по материалу, твердости) валов. В этом случае выбранная величина размера динамической настройки $A_д$ остается постоянной для всей совокупности типоразмеров деталей, не требуется внесение поправок в размер статической настройки рабочим.

На рис. 5.35 показана блок-схема САУ за счет изменения подачи в процессе обработки деталей. Датчиком *1* измеряется приведенное упругое перемещение системы СПИД. Сигнал, поступающий с датчика *1*, в сравнивающем устройстве *2* сопоставляется с сигналом, поступающим от задатчика *3*, определяющего размер динамической настройки. После усиления в электронном усилителе *4* результирующий сигнал подается в электродвигатель *5* исполнительного механизма *6*, изменяющего величину продольной подачи гидрокопировального суппорта станка таким образом, чтобы приведенное упругое перемещение системы СПИД оставалось постоянным. Так, увеличение припуска на заготовках увеличивает силу резания, упругие перемещения возрастают (при положительной жесткостной характеристике системы СПИД). Однако уменьшение подачи уменьшает силу резания, вследствие чего восстановится величина заданного упругого перемещения. Если сигналы, идущие с датчика и задатчика, равны, то обработка ведется с некоторой постоянной задачей.

Рис. 5.35. Блок-схема САУ



При использовании САУ упругими перемещениями за счет изменения размера статической настройки блок-схема аналогична, только регулирующее воздействие передается на исполнительный орган (гидрокопировальный суппорт), заставляя его смещаться вниз или вверх на величину воз-

никающей погрешности в размере динамической настройки. Обратная связь здесь осуществляется через дополнительный датчик, испытывающий воздействия от перемещающегося элемента исполнительного механизма, действующего на щуп гидрозолотника. Такие системы автоматического управления упругими перемещениями не только способствуют осуществлению автоматической перенастройки, но значительно повышают точность обработки.

Таким образом, наличие САУ размером статической настройки в исходном положении перед обработкой, а также САУ упругими перемещениями позволяет успешно решить задачу автоматической настройки, поднастройки и перенастройки системы СПИД. При использовании таких систем не обязательны точная установка копира по высоте, по повороту, точный поворот копирного барабана, тщательное выставление режущего инструмента вне станка, так как погрешности, возникающие по этим причинам, будут скомпенсированы. Это значительно сокращает трудоемкость настройки, поднастройки и перенастройки системы СПИД, изготовление отдельных ее элементов: копира, копирного барабана и др.

Автоматизация перенастройки фрезерных станков. Особенностью фрезерных станков является то, что база, несущая обрабатываемую деталь, представляет собой плоскость стола, относительно которой с требуемой точностью должен быть установлен режущий инструмент (фреза). На рис. 5.36 представлена блок-схема [1] САУ размерной перенастройкой на примере фрезерного станка 6А12П с программоносителем в виде набора упоров. После задания перемещений, установки планки с упорами и ввода в устройство памяти *З1-1* расчетных значений размера динамической настройки система управления позволяет автоматически выполнять следующий цикл настройки и перенастройки.

В процессе согласования баз станка, несущих обрабатываемую деталь, и режущего инструмента база *VI*, материализованная с помощью упора (он расположен на столе станка), воздействующего на измерительный наконечник датчика перемещений *Д2-1*, автоматически совмещается с базой *I*, представляющей плоскость, проходящую через вершины зубьев фрезы. Требуемые перемещения консоли производятся двигателем подачи *ДП*, управляемым программным устройством станка. Момент совмещения баз *VI* и *I* фиксируется датчиком *Д2-1*, сигнал от которого сравнивается с опорным сигналом, поступающим от задатчика *З2-1*, на элементе сравнения *ЭС2*. САУ осуществляет совмещение баз *III* и *IV*, материализованных соответственно при помощи измерительного наконечника датчика Д2-2 и упора, жестко связанного с консолью станка. В качестве компенсирующего выбрано звено, связывающее базы *I* и *III*. Совмещение баз производится путем перемещения датчика *Д2-2* и блока микровыключателей (база *III*)

[1] Схема разработана В. С. Савкиным.

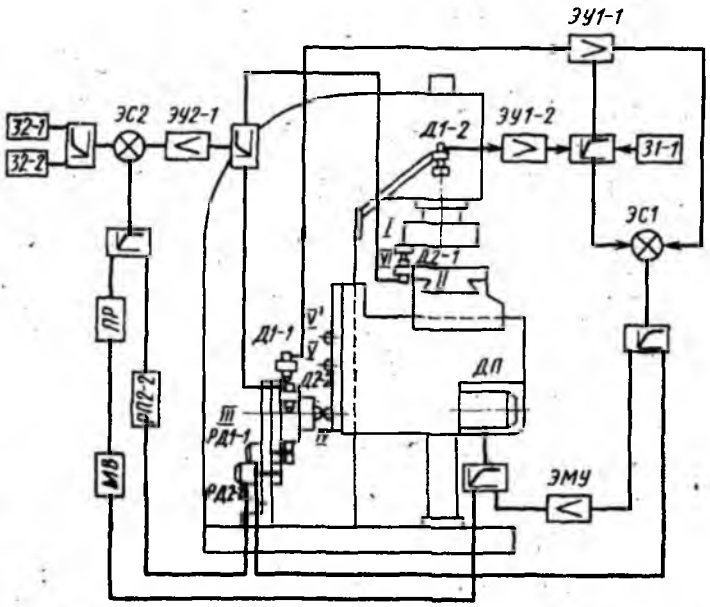


Рис. 5.36. Блок-схема САУ размерной перенастройкой фрезерного станка 6А12П

двигателем *РД2-1*. Момент совмещения баз *III* и *IV* фиксируется датчиком *Д2-2*, сигнал от которого сравнивается с опорным сигналом, поступающим от задатчика *З2-2*, на элементе сравнения *ЭС2*.

Расстояние между режущими кромками фрезы и установочной базой стола корректируется автоматически на величину запрограммированного значения размера динамической настройки. Для этого до выхода исполнительного органа станка на размер звено, связывающее базы *I* и *III*, изменяется на величину $A_{д\,пр}$ (запрограммированного значения размера динамической настройки) путем перемещения базы *III* двигателем *РД1-1*. Управление последним производится по результатам сравнения на элементе *ЭС1* сигнала, поступающего от датчика перемещений *Д1-1*, с сигналом, поступающим от задающего устройства *З1-1*, пропорциональным запрограммированным для данного типоразмера деталей значением размера динамической настройки. При достижении равенства перемещений запрограммированному значению двигатель отключается. В результате этого, после выхода исполнительного органа на размер между базой, несущей обрабатываемую деталь, и плоскостью, проходящей через вершины зубьев фрезы, устанавливается требуемый размер статической настройки

$$A_{с\,II} = A_{р\,I} - A_{д\,I\,пр},$$

где $A_{дiпр}$ — значение поправки, внесенной в расстояние между исполнительными поверхностями для j-й детали i-го типоразмера;

A_{pi} — рабочий настроечный размер для i-го типоразмера.

Обработка всех деталей данного типоразмера производится с автоматическим поддержанием запрограммированного значения размера динамической настройки. Это осуществляется путем регулирования скорости вращения двигателя рабочей подачи *ДП* по результатам сравнения на элементе *ЭС1* сигнала, поступающего от датчика упругих перемещений *Д1-2*, с сигналом, поступающим от датчика *Д1-1*, используемого при этом в качестве задающего элемента.

Для реализации системы управления использовались средства электроавтоматики, позволяющие получить требуемую точность работы при относительно небольших затратах на изготовление системы. Для измерения упругих перемещений системы СПИД в процессе обработки, а также малых перемещений рабочих органов в процессе настройки и перенастройки применяются дифференциальные индуктивные датчики БВ-844,. которые с достаточной точностью обеспечивают стабильное измерение малых перемещений. Для автоматической связи баз станка, несущих обрабатываемую деталь, режущего инструмента и программоносителя использовано программное устройство, имеющееся на станке. В цепь программного устройства, управляющую перемещением консоли вверх при подводе упора к фрезе, введено параллельное управление от датчика *Д2-1*, фиксирующего момент касания упора с фрезой. Упор подвешен на плоских пружинах для исключения трения скольжения и повышения точности измерения при фиксировании момента соприкосновения упора с фрезой. Для осуществления в процессе обработки регулирования рабочей подачи используется электропривод постоянного тока с управлением от электромашинного усилителя *ЭМУ* 12А. В качестве исполнительного двигателя используется двигатель постоянного тока ПН-5 с параллельным возбуждением. Часть элементов (*ЭС1*, *ЭС2*, *Д2-1* и др.) схемы управления используются на различных этапах цикла перенастройки с целью сокращения их общего количества и тем самым упрощения схемы.

В гл. 7 приведено описание электрической схемы САУ перенастройкой фрезерного станка 6А12П и последовательность движений различных органов станка на этапах установления требуемого размера статической настройки (установка требуемого относительного положения баз станка, несущих обрабатываемую деталь, режущего инструмента и программоносителя), а также размера динамической настройки (величина размера динамической настройки заранее устанавливается в блоке памяти для различных типоразмеров обрабатываемых деталей).

Глава 6

ОПТИМИЗАЦИЯ ОПЕРАЦИИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ПРОЦЕССА ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ

6.1. ЗАДАЧИ, КРИТЕРИИ ОПТИМАЛЬНОСТИ, МАТЕМАТИЧЕСКОЕ ОБЕСПЕЧЕНИЕ И АЛГОРИТМ ОПТИМИЗАЦИИ ОПЕРАЦИИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ПРОЦЕССА

В связи с внедрением в различные отрасли машиностроения высокопроизводительного оборудования, оснастки, а также инструмента для повышения интенсификации производства проблема повышения эффективности обработки деталей на металлорежущих станках приобретает особо важное значение.

Эффективность технологического процесса, в общем случае, оценивается рядом показателей, которые по содержанию можно представить следующим образом:

1-я группа — показатели, отражающие степень соответствия получаемого изделия своему служебному назначению (служебные);

2-я группа — показатели, отражающие темпы выпуска изделий (производительности);

3-я группа — показатели, характеризующие процесс потребления производительных сил — утомляемость операторов, износ оборудования, оснастки, инструмента и др. (функциональные);

4-я группа — показатели, отражающие затраты общественного труда в конкретном технологическом процессе (стоимостные).

Все указанные показатели могут быть выражены количественно. В связи с этим задача разработки любого технологического процесса в идеале должна сводиться к поддержанию этих показателей на экстремальном уровне. Такую тенденцию с учетом современной терминологии можно назвать комплексной оптимизацией.

Практически решение этой основной задачи сводится к последовательному улучшению приведенных выше показателей. Многие из них практически связаны друг с другом противоречивым образом. Иными словами, улучшению одних показателей сопутствует неизбежное ухудшение других. Так, повышение точности обработки деталей без использования каких-либо дополнительных устройств и систем при прочих равных условиях неизбежно приводит к уменьшению производительности, увеличению себестоимости, например, за счет увеличения числа проходов. Одновремен-

ное увеличение точности и производительности может быть достигнуто только посредством использования качественно новых средств и способов ведения процесса (например, применение систем автоматического управления).

В действительности оптимизация осуществляется на различных стадиях подготовки технологического процесса. На стадии проектирования осуществляется выбор способов базирования, оборудования оснастки, инструмента и т. д., в результате чего предлагается некоторый набор вариантов технологического процесса, которые обеспечивают заданное качество продукции, но отличаются по ряду других показателей.

На стадии выбора способа управления для каждого из предложенных вариантов технологического процесса назначается режим работы оборудования, операторов, в результате чего выбирается несколько наиболее приемлемых вариантов. На стадии реализации выбранных вариантов (или варианта) осуществляется выполнение технологического процесса и при необходимости его коррекция в направлении улучшения показателей.

Для определенного конструктивного варианта технологического процесса (как и его отдельной операции) при варьировании способов управления им в общем случае не удается добиться экстремальности абсолютно всех показателей, т. е. комплексная оптимизация в этих условиях становится практически нереализуемой. После конструктивного оформления технологического процесса остается определенная свобода выбора способа управления им.

На основании сформулированного выше основного принципа оптимизации управление технологическим процессом (или его операцией) заключается в выборе критерия оптимальности, т. е. того показателя, который является наиболее важным и поэтому экстремируется, а также ограничении остальных показателей.

Формирование задач оптимального управления вытекает из двух положений.

1. Эффективность управления всегда может и должна быть выражена в виде некоторого критерия (функционала), значения которого для сравниваемых вариантов управления указывают на предпочтительность того или иного.

2. Достижимые значения критерия эффективности ограничены некоторыми стесняющими обстоятельствами, лишающими исследователя возможности идти как угодно далеко по пути повышения эффективности.

Ниже рассматривается задача оптимизации, в результате решения которой выбирается оптимальный способ управления операцией технологического процесса, а также способ математического обеспечения систем автоматического управления, реализующих алгоритм оптимального управления (структурная схема, коррекция настройки с целью поиска оптимума и т. д.).

Математическая интерпретация вышеизложенного состоит в следующем. Пусть I_{ij} ($i = 1, 2, \ldots, k_j$; $j = 1, 2, 3, 4$) есть i-й по-

казатель j-й группы, k_j — общее число показателей j-й группы). Предположим, что показатель I_{ab} (где $i = a$, $j = b$) выбран в качестве критерия оптимальности, т. е. целью оптимизации является обеспечение условия

$$I_{ab} = O = \min, \tag{6.1}$$

где O — критерий оптимальности.

Ограничения на показатели запишутся следующим образом:

$$I_{ij_*} \leqslant I_{ij} \leqslant I^*_{ij}, \tag{6.2}$$

$i = 1, 2, \ldots, k_j$, $j = 1, 2, 3, 4$ при $j = b$ $i \neq a$.

Задача оптимизации должна решаться только в рамках ограничений (6.2).

Следует отметить, что выбор ограничений на показатели (I_{ij_*}, I^*_{ij}) далеко не однозначен. С одной стороны, они задаются извне (например, производительность), с другой стороны, выбор этих ограничений должен основываться на знании предельных возможностей объекта управления. Так, промежуток времени от начала работы установленным инструментом до его допустимого износа является одним из функциональных показателей. Частота смены режущего инструмента является ограничением на этот показатель, поэтому выбранный режим резания должен обеспечить такой период стойкости, при котором критерий оптимальности достигает экстремального значения (ниже это будет проиллюстрировано математически).

Перейдем к формулировке критерия оптимальности. Главной задачей технологии машиностроения является разработка технологического процесса, позволяющего выпускать за установленное время в необходимых народному хозяйству количествах машины (в частности, детали), отвечающие своему назначению при возможно минимальной себестоимости (или же иногда с возможно максимальной производительностью). Исходя из этого, для операции технологического процесса формулировка критерия оптимальности будет выглядеть так: произвести обработку деталей таким образом, чтобы получить требуемое количество годных деталей с возможно минимальной себестоимостью за предписанный промежуток времени.

Такой критерий является фундаментом, на котором должны основываться все расчеты, связанные с выбором надлежащего режима обработки, допусков на размерную настройку и подналадку системы СПИД, выбором оборудования, инструмента, оснастки, рабочих и др. Как показали исследования, реализация указанного критерия по предлагаемой методике для обычной обработки (без использования каких-либо управляющих систем) дает возможность оперативно назначать оптимальный режим для данных производственных условий, а не достигать его путем длительных и трудоемких корректив.

Рассмотрим переменную часть формулы себестоимости (технологическую себестоимость)

$$C = C_{с.\,п} + C_{и} + C_{р.\,н}, \tag{6.3}$$

где $C_{с.\,п}$ — суммарные затраты на содержание, эксплуатацию оборудования и приспособлений;

$C_{и}$ — суммарные затраты на содержание и эксплуатацию инструмента;

$C_{р.\,н}$ — суммарные затраты на заработную плату рабочих и наладчиков.

Рассмотрим каждое слагаемое формулы (6.3) в отдельности.

Для расчета величины $C_{с.\,п}$ необходимо знать затраты $a_{с.\,п}$ коп/мин, связанные с эксплуатацией и содержанием станка и приспособлений в течение одной минуты.

Суммарное машинное время работы станка от начала установки нового инструмента до его смены обозначим $\sum t_{м}$; Q — число изделий (деталей), которые необходимо изготовить за предписанный промежуток времени $\mathcal{N} = F\eta$ (F — фонд времени; η — коэффициент использования фонда времени).

Для решения задачи в общем виде (применительно к различным методам обработки) наиболее удобно оперировать понятием площади $S_{и}$, обработанной поверхности годной детали, суммарной площади $S_{т}$, обработанной за время $\sum t_{м}$ одним режущим инструментом, текущим значением площади S и скоростью формообразования поверхности $V_{s} = \frac{dS}{d\tau}$ (мм²/мин).

Очевидно,

$$S_{т} = \int_{0}^{\sum t_{м}} V_{s}(\tau)\,d\tau, \tag{6.4}$$

где τ — текущее машинное время.

За время $\sum t_{м}$ затраты на формообразование поверхностей деталей равны

$$\sum t_{м} a_{с.\,п}. \tag{6.5}$$

Обозначим число деталей, обработанных одним инструментом

$$Q_{т} = \frac{S_{т}}{S_{и}}, \tag{6.6}$$

тогда затраты, связанные с вспомогательными действиями, запишутся

$$Q_{т} t_{в} a_{с.\,п}. \tag{6.7}$$

Кроме того, следует учитывать затраты на установку, снятие, настройку и поднастройку инструмента. Введем обозначения: $t_{см}$ — время на установку и снятие инструмента на станке; $t_{н.\,п}$ —

время, необходимое на размерную настройку и поднастройку системы СПИД (оно является функцией допуска $\delta_{н.п}$ на настройку и поднастройку системы СПИД); $h = h(\tau)$ — текущее значение смещения центра группирования точностного параметра обрабатываемой детали вследствие размерного износа инструмента и температурных деформаций; $h_{доп}$ — допустимое значение величины h.

В общем случае

$$h(\tau) = h_r(\tau) + \Delta_{t^\circ}(\tau), \tag{6.8}$$

где $h_r(\tau)$ — текущее значение смещения центра группирования вследствие размерного износа;

$\Delta_{t^\circ}(\tau)$ — текущее значение смещения центра группирования вследствие температурных деформаций.

Инструмент необходимо менять при достижении износа, равного некоторому предельному значению:

$$h_{r_{пр}} = h_r(\sum t_м). \tag{6.9}$$

Предельное значение смещения центра группирования, соответствующее предельному износу инструмента, запишется

$$h_{пр} = h(\sum t_м) = h_{r_{пр}} + \Delta_{t^\circ}(\sum t_м). \tag{6.10}$$

Если критерием затупления инструмента является предельный износ по задней грани, то уравнение (6.10) перепишется в виде

$$h_{пр} = h(\sum t_м) = h_{з.пр} \operatorname{tg}\alpha + \Delta_{t^\circ}(\sum t_м), \tag{6.11}$$

где α — задний угол режущего инструмента (например, резца); $h_{з.пр}$ — предельный износ по задней грани.

Величина h измеряется в направлении получаемого размера, так что функциональный показатель $h_{пр}$ связан с качеством обработанных деталей.

Число поднастроек (включая и первоначальную настройку) системы СПИД равно

$$f = \frac{h_{пр}}{\delta - a - \omega_т - \delta_{н.п}}, \tag{6.12}$$

где δ — допуск на получаемый точностной параметр детали;

a — постоянная систематическая погрешность;

$\omega_т$ — мгновенное поле рассеяния, порождаемое случайно действующими факторами (колебанием припуска, твердости и др.);

$\delta_{н.п}$ — допуск на размерную настройку и поднастройку системы СПИД (оптимальное его значение для обычной обработки определяется по методике, приведенной в гл. 5).

Полное время на настройку и поднастройку системы СПИД составит

$$t_{см} + \frac{h_{пр}}{\delta - a - \omega_т - \delta_{н.п}} t_{н.п}, \tag{6.13}$$

а часть затрат за это время

$$C_{\text{с. п}} = \left(t_{\text{см}} + \frac{h_{\text{пр}}}{\delta - a - \omega_{\text{т}} - \delta_{\text{н. п}}} t_{\text{н. п}}\right) a_{\text{с. п}}. \qquad (6.14)$$

Отсюда полные затраты на эксплуатацию, содержание станка и приспособлений за время $\sum t_{\text{м}}$ получаются в результате суммирования выражений (6.5), (6.7) и (6.14), т. е.

$$a_{\text{с. п}} \sum t_{\text{м}} + Q_{\text{т}} t_{\text{в}} a_{\text{с. п}} + \left(t_{\text{см}} + \frac{h_{\text{пр}}}{\delta - a - \omega_{\text{т}} - \delta_{\text{н. п}}} t_{\text{н. п}}\right) a_{\text{с. п}}. \qquad (6.15)$$

Число инструментов (число установок перетачиваемого инструмента), необходимых для обработки партии Q деталей, в среднем равно

$$\frac{Q}{Q_{\text{т}}}. \qquad (6.16)$$

Часть затрат, связанных с подготовительно-заключительным временем $T_{\text{п. з}}$:

$$C_{\text{с. п}} = T_{\text{п. з}} a_{\text{с. п}}. \qquad (6.17)$$

Умножая (6.15) на (6.16) и складывая с (6.17), получим

$$C_{\text{с. п}} = \frac{Q}{Q_{\text{т}}} \left[a_{\text{с. п}} \sum t_{\text{м}} + Q_{\text{т}} t_{\text{в}} a_{\text{с. п}} + \left(t_{\text{см}} + \frac{h_{\text{пр}} t_{\text{н. п}}}{\delta - a - \omega_{\text{т}} - \delta_{\text{н. п}}}\right) a_{\text{с. п}}\right] + T_{\text{п. з}} a_{\text{с. п}}. \qquad (6.18)$$

Величина $C_{\text{р. и}}$ определится аналогично:

$$C_{\text{р. и}} = \frac{Q}{Q_{\text{т}}} \left[a_{\text{р}} \sum t_{\text{м}} + Q_{\text{т}} t_{\text{в}} a_{\text{р}} + \left(t_{\text{см}} + \frac{h_{\text{пр}} t_{\text{н. п}}}{\delta - a - \omega_{\text{т}} - \delta_{\text{н. п}}}\right) \times (a_{\text{р}} + a_{\text{н}})\right] + T_{\text{п. з}} (a_{\text{р}} + a_{\text{н}}). \qquad (6.19)$$

Величина $C_{\text{н}}$ определится по формуле

$$C_{\text{н}} = \frac{Q}{Q_{\text{т}}} B. \qquad (6.20)$$

Из уравнений (6.18), (6.19), (6.20) и (6.3) получим после соответствующих преобразований величину технологической себестоимости

$$C = Q \left[\frac{(a_{\text{с. п}} + a_{\text{р}}) \sum t_{\text{м}} + \frac{t_{\text{н. п}} (a_{\text{р}} + a_{\text{н}} + a_{\text{с. п}})}{\delta - a - \omega_{\text{т}} - \delta_{\text{н. п}}} h_{\text{пр}} + (a_{\text{с. п}} + a_{\text{р}} + a_{\text{н}}) t_{\text{см}} + B}{Q_{\text{т}}} + t_{\text{в}} (a_{\text{с. п}} + a_{\text{р}})\right] + T_{\text{п. з}} (a_{\text{р}} + a_{\text{н}} + a_{\text{с. п}}). \qquad (6.21)$$

Введем обозначения:

$$a_{с.\,п} + a_р = a_т; \tag{6.22}$$

$$\frac{t_{н.\,п}(a_р + a_н + a_{с.\,п})}{δ - a - ω_т - δ_{н.\,п}} = a_h; \tag{6.23}$$

$$t_{см}(a_р + a_н + a_{с.\,п}) + B = b_{Th}; \tag{6.24}$$

$$t_в(a_р + a_{с.\,п}) = b_п. \tag{6.25}$$

С учетом обозначений

$$C = Q\left[\frac{a_т \sum t_м + a_h h_{пр} + b_{Th}}{Q_т} + b_п\right] + T_{п.\,з}(a_р + a_н + a_{с.\,п}). \tag{6.26}$$

Технологическая себестоимость обработки одной детали

$$C_о = \frac{C}{Q} = \frac{a_т \sum t_м + a_h h_{пр} + b_{Th}}{Q_т} + b_п + \frac{T_{п.\,з}(a_р + a_н + a_{с.\,п})}{Q}. \tag{6.27}$$

Введем показатель производительности процесса

$$П = \frac{Q}{\mathcal{N}} \text{ [дет/мин]}, \tag{6.28}$$

откуда

$$Q = П\mathcal{N}. \tag{6.29}$$

Из (6.27) и (6.29) получим

$$C_о = \frac{a_т \sum t_м + a_h h_{пр} + b_{Th}}{Q_т} + b_п + \frac{T_{п.\,з}(a_р + a_н + a_{с.\,п})}{П\mathcal{N}}. \tag{6.30}$$

Обозначим

$$\frac{T_{п.\,з}(a_р + a_н + a_{с.\,п})}{\mathcal{N}} = a_п. \tag{6.31}$$

Окончательно

$$C_о = \frac{a_т \sum t_м + a_h h_{пр} + b_{Th}}{Q_т} + b_п + \frac{a_п}{П} \tag{6.32}$$

или с учетом (6.6)

$$C_{од} = S_u \frac{a_т \sum t_м + a_h h_{пр} + b_{Th}}{S_т} + b_п + \frac{a_п}{П}. \tag{6.33}$$

Формулы (6.32) и (6.33) есть аналитические выражения критерия оптимальности $O = C_о$ через показатели процесса $\sum t_м$, $h_{пр}$, $S_т$ ($Q_т$) и $П$.

Рассмотрим ограничения на эти показатели.

1. $h_{пр}$; необходимо выдержать условие

$$h_{пр} \leqslant h_{доп\,max}, \tag{6.34}$$

где $h_{доп\,max}$ — максимально допустимое смещение центра группирования точностного параметра деталей, обусловленное износом

инструмента и температурными деформациями системы СПИД. Например, пренебрегая в ряде случаев величиной температурных деформаций в направлении получаемого точностного параметра, вместо $h_{\text{доп max}}$ может быть подставлено значение максимально допустимого износа инструмента по задней грани (определяемое потерей инструментом режущих свойств).

Управление процессом обработки (например, с помощью систем автоматического управления) с экономической точки зрения желательно строить таким образом, чтобы смену инструмента производить при достижении им одной и той же величины $h_{\text{пр}}$, даже если $h_{\text{пр}} < h_{\text{доп max}}$, т. е. в соответствии с указанной выше необходимостью выбора оптимальных ограничений процесс управления должен обеспечить условие

$$h_{\text{пр}} = h_{\text{доп}}, \tag{6.35}$$

где величина $h_{\text{доп}}$ строго рассчитывается в соответствии с критерием $O = \min$.

2. $\sum t_{\text{м}}$; с точки зрения простоты (а значит и экономичности) обслуживания технологической системы целесообразно производить замену режущего инструмента так, чтобы обеспечить следующее ограничение:

$$\sum t_{\text{м}} = T. \tag{6.36}$$

Однако ограничения (6.35) и (6.36) должны быть непротиворечивыми, а именно:

$$h_{\text{пр}} = h_{\text{доп}} = h\,(T). \tag{6.37}$$

Другими словами, необходимо процесс управления построить таким образом, чтобы имел место стабильный закон смещения центра группирования (стабильный закон нарастания износа инструмента при пренебрежении вследствие малости температурными деформациями системы СПИД) независимо от различного рода возмущений в том числе и случайных.

3. $S_{\text{т}}$; ограничение на величину $S_{\text{т}}$ связано с нормами расхода на режущий инструмент. Число инструментов, необходимое для обработки Q деталей, равно

$$\frac{Q}{Q_{\text{т}}\,(1+i)}, \tag{6.38}$$

где i — число переточек; $i = \frac{H_r}{h_{r\,\text{доп}}}$ [H_r — максимальная величина стачивания в направлении получаемого точностного параметра; $h_{r\,\text{доп}} = h_r\,(T)$].

Исходя из максимально возможного наличия инструмента $K_{\text{и. доп}}$, на (6.38) накладываются ограничения

$$\frac{Q}{Q_{\text{т}}\,(1+i)} \leqslant K_{\text{и. доп}} \tag{6.39}$$

или

$$\frac{\Pi\mathcal{N}}{Q_т(1+i)} \leqslant K_{и.доп}. \qquad (6.40)$$

4. Величина Π; так как речь идет об оптимизации операции технологического процесса, то под величиной Π понимается производительность одной единицы оборудования. Поэтому следует определить значение предельной производительности $\Pi_{пр}$ и экономичной производительности $\Pi_э$, при которой достигается минимум технологической себестоимости. Связь между производительностью и показателями процесса может быть записана исходя из следующего:

$$\mathcal{N} = \left[\sum t_м + t_{см} + \frac{h_{пр}}{\delta - a - \omega_т - \delta_{н.п}} t_{н.п}\right] \cdot \frac{QS_и}{S_т} + t_в Q + T_{п.з}. \qquad (6.41)$$

Учитывая уравнение (6.29), получим

$$S_и \frac{\sum t_м + \frac{t_{н.п}}{\delta - a - \omega_т - \delta_{н.п}} h_{пр} + t_{см}}{S_т} \Pi + t_в \Pi + \frac{T_{п.з}}{\mathcal{N}} = 1. \qquad (6.42)$$

Введем обозначения:

$$\alpha_h = \frac{t_{н.п}}{\delta - a - \omega_т - \delta_{н.п}}; \qquad (6.43)$$

$$\beta_{Th} = t_{см}; \qquad (6.44)$$

$$\alpha_п = 1 - \frac{T_{п.з}}{\mathcal{N}}; \qquad (6.45)$$

$$\beta_п = t_в. \qquad (6.46)$$

Тогда, подставляя в (6.42) эти обозначения, получим

$$S_и \frac{\sum t_м + \alpha_h h_{пр} + \beta_{Th}}{Q_т} = \frac{\alpha_п}{\Pi} - \beta_п. \qquad (6.47)$$

Учитывая, что $S_т = S_и Q_т$,

$$\frac{\sum t_м + \alpha_h h_{пр} + \beta_{Th}}{Q_т} = \frac{\alpha_п}{\Pi} - \beta_п. \qquad (6.48)$$

Воспользовавшись ограничениями (6.35) и (6.36), выражения (6.32) и (6.33) для критерия оптимальности запишем в виде

$$O = \frac{a_т T + a_h h_{доп} + b_{Th}}{Q_т} + b_п + \frac{a_п}{\Pi} \qquad (6.49)$$

и

$$O = S_и \frac{a_т T + a_h h_{доп} + b_{Th}}{S_т} + b_п + \frac{a_п}{\Pi}, \qquad (6.50)$$

а ограничения (6.47) и (6.48) в виде

$$\frac{T + \alpha_h h_{\text{доп}} + \beta_{Th}}{Q_{\text{т}}} = \frac{\alpha_{\text{п}}}{\Pi} - \beta_{\text{п}}; \qquad (6.51)$$

$$S_{\text{и}} \frac{T + \alpha h_{\text{доп}} + \beta_{Th}}{S_{\text{т}}} = \frac{\alpha_{\text{п}}}{\Pi} - \beta_{\text{п}}. \qquad (6.52)$$

Из анализа формул (6.49) и (6.50) можно заключить, что при фиксированных T, $h_{\text{доп}}$ и $ПО = \min$, если $Q_{\text{т}} = \max$ (или $S_{\text{т}} = \max$), т. е. с учетом (6.4) получаем, что процесс управления должен обеспечить выполнение условия

$$\int_0^T V_s(\tau)\, d\tau = \max. \qquad (6.53)$$

Из ограничения (6.35) и формулы (6.37) получим, что обеспечение требования (6.53) должно осуществляться при ограничении (6.37).

Перейдем к задаче выбора оптимального закона управления. Всякий процесс с количественной стороны характеризуется параметрами, которые можно разбить на три группы.

1. *Фазовые координаты.* Применительно к технологическому процессу обработки детали при решении данной задачи фазовыми координатами являются текущее значение обработанной площади S и текущее значение смещения координаты центра группирования. Фазовые координаты, характеризующие точность обработки деталей, могут не рассматриваться в связи с тем, что благодаря использованию системы автоматического управления размером статической настройки [36] соответствующий точностной параметр или группа параметров поддерживаются на заданном уровне с точностью $\omega_{\text{тр}}$, определяемой в основном качеством используемой системы управления.

2. *Управляющие параметры* $u_1, \ldots, u_r$ (например, скорость вращения шпинделя, подача и др.). Этими параметрами можно относительно свободно варьировать в процессе формообразования поверхностей деталей, причем скорость формообразования есть их функция, т. е.

$$V_s = V_s(u_1, \ldots, u_r). \qquad (6.54)$$

Ниже в качестве управляющего параметра, воздействующего на фазовые координаты, будет принята скорость привода главного движения. Это обусловлено тем, что (как показали исследования) именно управление скоростью наиболее эффективно решает задачу управления износом режущего инструмента. Подача в этом случае должна поддерживаться на уровне, способствующем получению требуемой шероховатости поверхности. Это имеет место в любой технологической системе. Например, при токарной обработке при изменении частоты вращения шпинделя специальная

система управления (см. гл. 4) обеспечивает требуемую шероховатость.

3. *Возмущения* (случайные и детерминированные). Основными возмущениями обычно является глубина резания t и свойства обрабатываемого материала, например твердость, которые изменяются как от детали к детали, так и в пределах каждой детали, как правило, по случайному закону. В общем случае число возмущений может быть достаточно большим, здесь же отмечены доминирующие. При решении общей задачи под возмущением, обозначаемым в дальнейшем t, будем понимать приведенную величину внешних возмущений.

Математическая модель процесса представляет собой дифференциальное уравнение, связывающее скорость смещения v_h центра группирования (h) от параметров процесса:

$$v_h = \frac{dh}{d\tau} = v_h(t, V_s, S). \tag{6.55}$$

Используя (6.55), (6.53) можно записать следующим образом:

$$\int_0^T v_h(t, V_s, S)\, d\tau = h_{\text{доп}}. \tag{6.56}$$

Выражения (6.53) и (6.56) в совокупности представляют собой формулировку классической задачи вариационного исчисления [12, 52] с изопериметрическим ограничением. Эта задача решается с помощью уравнения Эйлера (для удобства математических преобразований вместо $V_s = \frac{dS}{d\tau}$ будем писать $\dot{S}$):

$$\frac{\partial F}{\partial S} - \frac{d}{d\tau}\left(\frac{\partial F}{\partial \dot{S}}\right) = 0, \tag{6.57}$$

где

$$F = \dot{S} + \lambda v_h; \tag{6.58}$$

$$\frac{\partial F}{\partial S} = \lambda \frac{\partial v_h}{\partial S};$$

$$\frac{\partial F}{\partial \dot{S}} = 1 + \lambda \frac{\partial v_h}{\partial \dot{S}};$$

$$\frac{d}{d\tau}\left(\frac{\partial F}{\partial \dot{S}}\right) = \lambda \frac{\partial^2 v_h}{\partial \dot{S}^2}\ddot{S} + \lambda \frac{\partial^2 v_h}{\partial \dot{S} \partial S}\dot{S}.$$

Подставляя в (6.57) и сокращая на $\lambda \neq 0$, получим

$$\frac{\partial v_h}{\partial S} - \frac{\partial^2 v_h}{\partial \dot{S}^2}\ddot{S} - \frac{\partial^2 v_h}{\partial \dot{S} \partial S}\dot{S} = 0. \tag{6.59}$$

Решив это уравнение при граничных условиях

$$S(0) = 0 \tag{6.60}$$

и учтя уравнение (6.56), получим

$$V_s = V_{s0}(T,\ h_{доп},\ \tau) \tag{6.61}$$

— оптимальный закон управления и

$$S = S_0\ (T,\ h_{доп},\ \tau); \tag{6.62}$$

$$h = h_0\ (T,\ h_{доп},\ \tau) \tag{6.63}$$

— оптимальный закон изменения фазовых координат.

Глубина резания t представляет собой случайную функцию времени. Дифференциальное уравнение (6.59) получено для конкретной реализации этой случайной функции. При решении задачи оптимизации будем пользоваться методом характеристик, т. е. предположим, что

$$t = m_t = \text{const}, \tag{6.64}$$

где m_t — математическое ожидание величины t.

Задачу выбора оптимальных ограничений, т. е. задачу выбора оптимальных значений T и $h_{доп}$, будем решать, используя выражение (6.64). В действительности t колеблется около математического ожидания в некоторых пределах $t_{min} \leqslant t \leqslant t_{max}$.

Система автоматического управления должна поддерживать стабильный закон износа (6.63), получаемый после подстановки оптимальных значений T и $h_{доп}$.

Зная T и $h_{доп}$, по формуле (6.62) можно вычислить значение показателя $S_т$ при оптимальном управлении:

$$S_т = S_0(T, h_{доп}, T) = \varphi(T, h_{доп}). \tag{6.65}$$

Учитывая (6.6), можно записать

$$S_u Q_т = \varphi\ (T,\ h_{доп}). \tag{6.66}$$

Решение задачи по выбору оптимальных T и $h_{доп}$ при некотором фиксированном значении $П$ заключается в следующем:

1) Фиксируем некоторое значение $Q_т$.

2) Решая систему уравнений (6.66) и (6.51), находим T и $h_{доп}$.

3) Варьируем значение $Q_т$ с учетом ограничения (6.40) и реализуем каждый раз алгоритм 1 и 2. В результате находим зависимости

$$T\ (Q_т)\ \text{и}\ h_{доп}\ (Q_т). \tag{6.67}$$

Затем для каждого значения $Q_т$, используя (6.67), по формуле (6.49) определяем значение критерия оптимальности $О$. Наконец, выбираем такое значение $Q_т$ (а значит T и $h_{доп}$), при котором $О = \min$.

4) Варьируем значение $П$ и каждый раз реализуем алгоритм 1, 2 и 3.

После реализации алгоритма 1, 2, 3, 4 получаем зависимости экономичных значений T, $h_{доп}$ и $Q_т$ от $П$:

$$T = T_э(П); \tag{6.68}$$

$$h_{доп} = h_{доп.э}(П); \tag{6.69}$$

$$Q_т = Q_{т.э}(П). \tag{6.70}$$

Используя эти зависимости, можно получить следующую важную зависимость:

$$O_{min} = O_{min}(П). \tag{6.71}$$

Отсюда определяем экономичное значение $П$, равное $П_э$, при котором $O_{min} = \min$.

Кроме того, при реализации алгоритма 1, 2, 3, 4 можно найти такое значение $П$, при котором система ограничения (6.66) и (6.51) оказывается несовместной (а при всяком меньшем — совместна). Обозначим предельное значение производительности через $П_{пр}$. Если необходимо, чтобы $П > П_{пр}$, то на одной единице оборудования эту задачу решить нельзя. Требуется увеличить количество оборудования, привлекая дополнительное ограничение, связанное с наличием трудовых ресурсов и производственной площади.

В ряде случаев может оказаться необходимым в качестве критерия оптимальности выбрать максимально возможную производительность, допускаемую данной технологической системой. Тогда величина $П$ превращается в критерий оптимальности и из зависимости $П(T, h_{доп})$ с учетом ограничения

$$h_{доп} \leqslant h_{доп\,max} \tag{6.72}$$

отыскиваются также значения T и $h_{доп}$, при которых $П = \max$.

При решении задачи минимизации себестоимости обработки также нужно учитывать дополнительные ограничения на управляющие параметры, в частности,

$$V_s \leqslant V_{s_{доп}}, \tag{6.73}$$

где $V_{s_{доп}}$ зависит от предельных возможностей технологической системы.

В общем случае круг ограничений расширяется. Так, может быть установлено ограничение по максимальной силе резания

$$P = P(V_s, s_{об}, t, HB, \ldots) \leqslant P_{max}, \tag{6.74}$$

например, из условия прочности режущего инструмента, виброустойчивости, усилия, допускаемого приводом подачи.

Как показали исследования, с точки зрения наибольшей эффективности процесса (минимальной себестоимости) следует работать с подачей $s_{об} = s_{об\,max}$, допускаемой заданной шероховатостью поверхности. Ограничения по силе, виброустойчивости, прочности, как показала практика, являются контрольными т. е. в режиме этих ограничений технологическая система находится относительно редко. Поэтому предлагаемая методика применима

и в том случае, когда станки оснащены системами управления экстремального типа (например, САУ по мощности, крутящему моменту и т. д., которые автоматически изменяют режим обработки при $M_{кр} = M_{кр\ max}$). Такие САУ срабатывают относительно редко (в экстренных случаях), поэтому приведенное выше решение задачи оптимизации остается в силе.

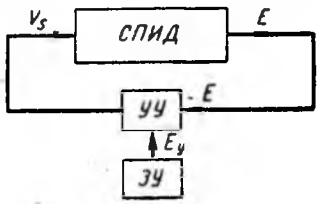


Рис. 6.1. Функциональная схема САУ

При обычной обработке (на постоянных режимах без использования каких-либо управляющих систем) ограничения типа (6.74) используются при корректировке рассчитанных оптимальных режимов резания.

Оптимальное управление операцией технологического процесса по рассчитанному выше закону (при $O = \min$) практически реализуется с помощью САУ, функциональная схема которой приведена на рис. 6.1. В процессе обработки деталей снимается информация о величинах t, V_s и S, которая поступает в управляющее устройство *УУ*. Туда же из задающего устройства *ЗУ* подается информация об оптимальном значении скорости формообразования V_{s_0}. Управляющее устройство вырабатывает поправку

$$\Delta V_s = V_{s_0}(t, S) - V_s. \qquad (6.75)$$

Блок математического обеспечения *БМО*, анализируя текущую информацию о ходе операции технологического процесса, осуществляет коррекцию алгоритма оптимального управления для поиска оптимума ($O = \min$). Таким образом расчеты, проделанные по описанному выше алгоритму, в общем случае дают надлежащее приближение закона оптимального управления, а блок математического обеспечения реализует итеративный процесс улучшения алгоритма. Предложенные САУ могут быть отнесены к классу самообучающихся адаптивных оптимизирующих систем.

Рассмотрим пример применения предложенной методики для расчета оптимального режима обработки из условия $O = \min$.

Дифференциальное уравнение (6.55) с достаточной степенью точности может быть представлено зависимостью

$$v_h = \frac{dh}{d\tau} = K_V t^{x_V} V^{y_V} S^{z_V}, \qquad (6.76)$$

которая получена по следующей методике. Запишем уравнение (6.8) в стационарной форме

$$h(S) = h_r(S) + \Delta_{t^\circ}(S). \qquad (6.77)$$

Экспериментально получены следующие выражения для h_r и Δ_{t° на постоянном режиме ($V_s = \text{const}$; $t = \text{const}$):

$$h_r(S) = K_1 s_{об}^{w_1} t^{x_1} V_s^{y_1} S^{z_1}; \qquad (6.78)$$

$$\Delta_{t^\circ}(S) = K_2 s_{об}^{w_2} t^{x_2} V_s^{y_2} S^{z_2}. \qquad (6.79)$$

Подставляя (6.78) и (6.79) в (6.77), получим

$$h(S) = K_1 s_{об}^{\omega_1} t^{x_1} V_s^{y_1} S^{z_1} + K_2 s_{об}^{\omega_2} t^{x_2} V_s^{y_2} S^{z_2}. \quad (6.80)$$

Методом квадратичного аппроксимирования [12, 52] находим

$$h(S) = K_h s_{об}^{\omega_h} t^{x_h} V_s^{y_h} S^{z_h}. \quad (6.81)$$

Дифференцируя эту формулу по τ (при $V_s = \text{const}$), получим

$$V_h = \frac{dh}{d\tau} = \left[K_h z_h s_{об}^{\omega_h}\right] t^{x_h} V_s^{y_h+1} S^{z_h-1}. \quad (6.82)$$

Обозначим:

$$K_h z_h s_{об}^{\omega_h} = K_V; \quad (6.83)$$

$$x_h = x_V; \quad (6.84)$$

$$y_h + 1 = y_V; \quad (6.85)$$

$$z_h - 1 = z_V. \quad (6.86)$$

Подставляя (6.83)—(6.86) в (6.76), получим параметры x_V; y_V, z_V и K_V.

Необходима экспериментальная проверка формулы (6.76) для переменного режима ($V_s = \text{var}$; $t = \text{var}$). Значение $s_{об}$ в большинстве случаев входит в коэффициент, так как работа ведется с $s_{об} = \text{const}$. От степени точности записи формулы (6.76) на переменном режиме зависит продолжительность обучения оптимизирующей САУ.

С учетом того, что $\frac{dS}{d\tau} = \dot{S}$, формула (6.76) примет вид

$$v_h = \frac{dh}{d\tau} = K_V t^{x_V} \dot{S}^{y_V} S^{z_V}. \quad (6.87)$$

При $t = m_t = \text{const}$ обозначим

$$K_V' = K_V m_t^{x_V}. \quad (6.88)$$

Отсюда

$$v_h = K_V' \dot{S}^{y_V} S^{z_V}. \quad (6.89)$$

Применительно к рассматриваемому случаю уравнение (6.59) может быть получено следующим образом:

$$\frac{\partial v_h}{\partial S} = K_V' z_V \dot{S}^{y_V} S^{z_V-1};$$

$$\frac{\partial v_h}{d\dot{S}} = K_V' \dot{S}^{y_V-1} S^{z_V};$$

$$\frac{\partial^2 v_h}{\partial \dot{S}^2} = K_V' y_V (y_V - 1) \dot{S}^{y_V-2} S^{z_V};$$

$$\frac{\partial^2 v_h}{\partial \dot{S} \partial S} = K_V' y_V z_V \dot{S}^{y_V-1} S^{z_V-1}.$$

Подставляя эти выражения в (6.59), получим

$$K_V' z_V \dot{S}^{y_V} S^{z_V - 1} - K_V' y_V (y_V - 1) \dot{S}^{y_V - 2} S^{z_V} \dot{S} - K_V' y_V' z_V \dot{S}^{y_V - 1} S^{z_V - 1} \dot{S} = 0.$$

Группируя слагаемые, а также сокращая на $-K_V'(y_V - 1)\dot{S}^{y_V-2}S^{z_V-1}$ (при $y_V \neq 1$), получим

$$z_V \dot{S}^2 + y_V S \ddot{S} = 0. \tag{6.90}$$

Решим дифференциальное уравнение (6.90).

Предположим, что решение этого уравнения имеет вид

$$\dot{S} = MS^{\gamma}, \tag{6.91}$$

откуда

$$\ddot{S} = M\gamma S^{\gamma - 1}; \quad \dot{S} = M^2 \gamma S^{2\gamma - 1}.$$

Подставляя в (6.90), получим

$$z_V M^2 S^{2\gamma} + y_V S M^2 \gamma S^{2\gamma - 1} = 0,$$

а после сокращения на $M^2 S^{2\gamma}$ имеем

$$z_V + y_V \gamma = 0,$$

откуда

$$\gamma = -\frac{z_V}{y_V}, \tag{6.92}$$

Для полученных на практике кривых износа $z_V < 0$. Подставив (6.92) в (6.91), получим

$$\dot{S} = MS^{-\frac{z_V}{y_V}}. \tag{6.93}$$

Затем из (6.93) и (6.89) находится v_h:

$$v_h = K_V' M^{y_V} S^{-z_V} S^{z_V} = K_V' M^{y_V} = V_h = \text{const}. \tag{6.94}$$

Этот результат говорит о том, что при оптимальном управлении скорость смещения центра группирования (скорость износа режущего инструмента при относительной малости температурных деформаций в направлении получаемого размера) должна быть постоянна.

В этом случае ограничение (6.56) при $t = m_t$ принимает вид

$$\int_0^T v_h \, d\tau = V_h T = K_V' M^{y_V} T = h_{\text{доп}},$$

откуда

$$M = (K_V')^{-\frac{1}{y_V}} T^{-\frac{1}{y_V}} h_{\text{доп}}^{\frac{1}{y_V}} \tag{6.95}$$

Подставляя в (6.93) выражение для M, получим

$$S = V_s = (K_V')^{-\frac{1}{y_V}} T^{-\frac{1}{y_V}} h_{\text{доп}}^{\frac{1}{y_V}} S^{-\frac{z_V}{y_V}}. \tag{6.96}$$

Теперь находится зависимость $S(\tau)$, для чего следует воспользоваться формулой (6.91):

$$\frac{dS}{d\tau} = MS^{\gamma};$$

разделяя переменные, получим $S^{-\gamma}\, dS = M\, d\tau$.

После интегрирования

$$\frac{S^{1-\gamma}}{1-\gamma} = M\tau + N,$$

где N — постоянная интегрирования.

Отсюда

$$S = [(1-\gamma)(M\tau + N)]^{\frac{1}{1-\gamma}}.$$

Согласно граничному условию (6.60):

$$S(0) = (1-\gamma)^{\frac{1}{1-\gamma}} N^{\frac{1}{1-\gamma}} = 0,$$

откуда $N = 0$

Задача разрешима, если $1 - \gamma > 0$, т. е.

$$1 + \frac{z_V}{y_V} > 0 \text{ или } -z_V < y_V, \tag{6.97}$$

что обычно имеет место.

Тогда

$$S = [(1-\gamma) M]^{\frac{1}{1-\gamma}} \tau^{\frac{1}{1-\gamma}}. \tag{6.98}$$

Подставляя в (6.98) выражения для M и γ из (6.95) и (6.92), получим

$$S = \left[\left(\frac{y_V + z_V}{y_V}\right)^{\frac{y_V}{y_V+z_V}} (K_V')^{\frac{-1}{y_V+z_V}}\right] T^{-\frac{1}{y_V+z_V}} h_{\text{доп}}^{\frac{1}{y_V+z_V}} \tau^{\frac{y_V}{y_V+z_V}}. \tag{6.99}$$

Обозначим

$$\left(\frac{z_V + z_V}{y_V}\right)^{\frac{y_V}{y_V+z_V}} (K_V')^{-\frac{1}{y_V+z_V}} = K_s. \tag{6.100}$$

Полагая в (6.99) $\tau = T$ [см. выражения (6.65) и (6.66)], найдем

$$S_\tau = K_s T^{\frac{y_V - 1}{y_V + z_V}} h_{\text{доп}}^{\frac{1}{y_V + z_V}} \tag{6.101}$$

Обозначим:

$$\varepsilon_\tau = \frac{y_V - 1}{y_V + z_V}; \tag{6.102}$$

$$\varepsilon_h = \frac{1}{y_V + z_V}; \tag{6.103}$$

тогда (6.66) принимает вид

$$S_\tau = K_s T^{\varepsilon_\tau} h_{\text{доп}}^{\varepsilon_h} = S_u Q_\tau. \tag{6.104}$$

Обратимся к выражению (6.73). С учетом (6.99) и (6.100) после дифференцирования получаем

$$\dot{S}(\tau) = \left(K_s \frac{y_V}{y_V + z_V} \right) T^{-\frac{1}{y_V + z_V}} h_{\text{доп}}^{\frac{1}{y_V + z_V}} \tau^{-\frac{z_V}{y_V + z_V}} \tag{6.105}$$

Обозначим:

$$K_s \frac{y_V}{y_V + z_V} = K_{V_s}; \tag{6.106}$$

$$-\frac{1}{y_V + z_V} = \eta_T; \tag{6.107}$$

$$\frac{1}{y_V + z_V} = \eta_h; \tag{6.108}$$

$$-\frac{z_V}{y_V + z_V} = \eta_\tau, \tag{6.109}$$

тогда

$$V_s = \dot{S}(\tau) = K_{V_s} T^{\eta_T} h_{\text{доп}}^{\eta_\tau} \tau^{\eta_\tau}. \tag{6.110}$$

Из (6.97), а также с учетом того, что $z_V < 0$, $\eta_\tau > 0$, следует

$$V_{s_{\max}} = K_{V_s} T^{\eta_T + \eta_\tau} h_{\text{доп}}^{\eta_h} \leqslant V_{s_{\text{доп}}}. \tag{6.111}$$

Используя выражения (6.104), (6.49) и (6.51), реализуем для них алгоритм, приведенный выше, в результате чего находятся $h_{\text{доп. э}}$, $T_э$, $Q_{\text{т. э}}$, $П_э$ и O_{min}.

На рис. 6.2 приведено графическое решение этой задачи. В системе координат (T, $h_{\text{доп}}$) находятся контрольные границы в соответствии с ограничениями (6.111) и (6.72) (рис. 6.2, *а*). Далее строятся кривые по формуле (6.104) при различных Q_τ (рис. 6.2., *б*). Задавшись $П$, на сетку рис. 6.2., *б* наносятся прямые по (6.51) при различных Q_τ (рис. 6.2, *в*).

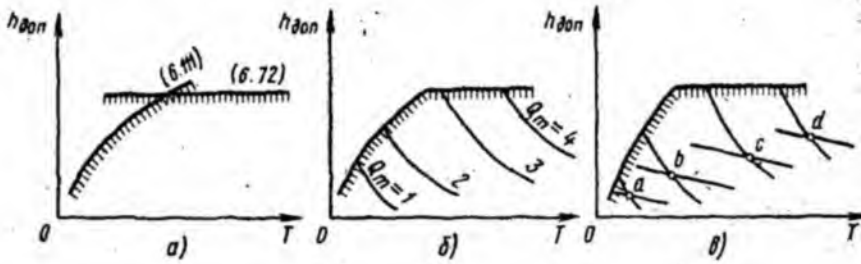


Рис. 6.2. Графическое решение задачи (общее)

В каждой из точек a, b, c, . . . вычисляется критерий O по уравнению (6.99) и выбирается та точка, в которой $O = \min$. Эта процедура проделывается для ряда $П$. В результате получаются зависимости, приведенные на рис. 6.3. В данном случае представлены результаты решения конкретной задачи по оптимизации операции токарной обработки валов из сплава ЭИ867 резцами с пластинками твердого сплава Т15К6 на гидрокопировальном станке 1722 (при этом были использованы полученные экспериментальные зависимости для скорости износа режущего инструмента; температурными деформациями элементов станка пренебрегали вследствие их относительной малости). Были получены следующие значения: $T_э = 20$ мин, $h_э = 0{,}15$ мм, $Q_{т.э} = 3$, $П_э = 0{,}07$ дет/мин $= П_{пр}$, $O_{min} = 52$ коп.

Реализация рассмотренного алгоритма определения закона оптимального управления может проводиться не только графически (что достаточно трудоемко), но и (что более эффективно) с помощью электронно-вычислительных машин.

Зная $T_э$ и $h_{доп.э}$ и используя вывод, сделанный при анализе формулы (6.94), определяется экономичная скорость смещения центра группирования (скорость износа режущего инструмента, если пренебречь температурными деформациями элементов станка):

$$v_{hэ} = \frac{h_{доп.э}}{T_э}. \tag{6.112}$$

Из (6.112) и (6.76) получим

$$v_{hэ} = K_V t^{x_V} V_s^{y_V} S^{z_V},$$

отсюда

$$V_s = \left(\frac{v_{hэ}}{K_V}\right)^{\frac{1}{y_V}} t^{-\frac{x_V}{y_V}} S^{-\frac{z_V}{y_V}}. \tag{6.113}$$

Введем обозначения:

$$\left(\frac{v_{hэ}}{K_V}\right)^{\frac{1}{y_V}} = K_0; \tag{6.114}$$

$$-\frac{x_V}{y_V}=\mu_0; \qquad (6.115)$$

$$-\frac{z_V}{y_V}=\nu_0. \qquad (6.116)$$

Подставляя (6.114) — (6.116) в (6.113), окончательно получаем выражение для оптимального закона управления

$$V_{s0}=K_0 t^{\mu_0} S^{\nu_0}. \qquad (6.117)$$

Это выражение содержит случайную величину t. Как это указывалось выше, управление по закону (6.117) оптимизирует процесс в среднем. Учитывая случайную природу возмущений, влияющих на ход технологического процесса, как раз это и должно иметь место.

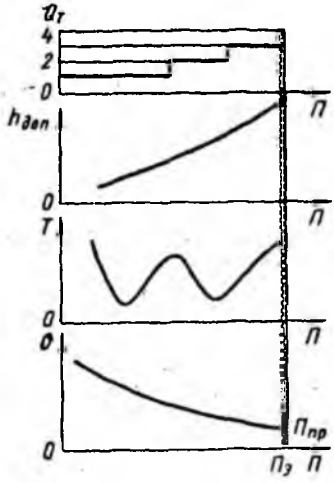


Рис. 6.3. Решение конкретной задачи по оптимизации токарной обработки валов

Реализация закона (6.117) с помощью системы автоматического управления, функциональная схема которой представлена на рис. 6.1, в большинстве случаев затруднена, так как пока не существует эффективного способа непосредственного измерения величины t в процессе обработки.

Для реализации оптимального закона управления в качестве косвенной информации используется величина термоэлектродвижущей силы термо-э. д. с. которая зависит от тех же параметров, что и v_h.

Экспериментальным путем получена формула, связывающая величину термо-э. д. с. (E) с параметрами режима резания:

$$E=K_E t^{x_E} V_s^{y_E} S^{z_E}. \qquad (6.118)$$

Не трудно заметить, что если

$$x_E : y_E : z_E = x_V : y_V : z_V, \qquad (6.119)$$

где x_V, y_V, z_V — показатели степени в формуле (6.76), то имеет место функциональная зависимость между мгновенной скоростью смещения центра группирования (мгновенной скоростью износа режущего инструмента при относительной малости температурных деформаций) в направлении получаемого размера и мгновенной величины термо-э. д. с. Проведенные экспериментальные исследования (см. гл. 4) показали, что существует достаточно хорошая корреляция между этими величинами [в частности, при E = = const скорость износа режущего инструмента получена примерно постоянная, что хорошо согласуется с полученными выше результатами — см. (6.94)].

На рис. 6.4 приведена функциональная схема САУ, обеспечивающая условие

$$E = E_y = \text{const}, \tag{6.120}$$

где E_y — заданное значение (уставка) термо-э. д. с.

При использовании подобной САУ возникает задача отыскания оптимальной уставки. Как и раньше, будем ориентироваться на условие $t = m_t = \text{const}$. Отсюда и из (6.118)

$$V_s = \left(K_E^{-\frac{1}{y_E}} m_t^{-\frac{x_E}{y_E}}\right) S^{-\frac{z_E}{y_E}} E_y^{\frac{1}{y_E}}. \tag{6.121}$$

Обозначим

$$K_E^{-\frac{1}{y_E}} m_t^{-\frac{x_E}{y_E}} = M_1; \tag{6.122}$$

$$-\frac{z_E}{y_E} = \gamma_1, \tag{6.123}$$

тогда

$$\dot{S} = V_s = M_1 S^{\gamma_1} E_y^{\frac{1}{y_E}}. \tag{6.124}$$

Из (6.124), разделяя переменные, получим

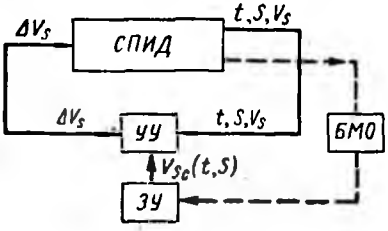
$$S^{-\gamma_1} dS = M_1 E_y^{\frac{1}{y_E}} d\tau;$$

$$\frac{S^{1-\gamma_1}}{1-\gamma_1} = M_1 E_y^{\frac{1}{y_E}} \tau$$

(постоянную интегрирования опускаем, так как она равна нулю, как это было показано выше), отсюда

$$S = [(1-\gamma_1) M_1]^{\frac{1}{1-\gamma_1}} E_y^{\frac{1}{(1-\gamma_1) y_E}} \tau^{\frac{1}{1-\gamma_1}}.$$

Рис. 6.4. Функциональная схема САУ, обеспечивающая условие $E = E_Y = \text{const}$



Обозначим:

$$[(1-\gamma_1) M_1]^{\frac{1}{1-\gamma_1}} = M_2; \tag{6.125}$$

$$\frac{1}{1-\gamma_1} = \beta; \tag{6.126}$$

тогда

$$S = M_2 E_y^{\frac{\beta}{y_E}} \tau^{\beta} \tag{6.127}$$

$$\dot{S} = M_2 \beta E_y^{\frac{\beta}{\nu_E}} \tau^{\beta-1}. \qquad (6.128)$$

Подставив в (6.89) выражения (6.127) и (6.128), получим

$$v_h = \left(K_V' M_2^{y_V+z_V} \beta^{y_V}\right) E_y^{\frac{\beta}{y_E}(\nu_V+z_V)} \tau^{y_V(\beta-1)+z_V\beta}.$$

Обозначим:

$$K_V' M_2^{y_V+z_V} \beta^{y_V} = K_2'; \qquad (6.129)$$

$$\frac{\beta(y_V+z_V)}{y_E} = \alpha; \qquad (6.130)$$

$$y_V(\beta-1) + z_V\beta = \lambda', \qquad (6.131)$$

тогда

$$\frac{dh}{d\tau} = v_h = K_2' E_y^{\alpha} \tau^{\lambda'}. \qquad (6.132)$$

Интегрируя (6.132) и учитывая, что $h(0) = 0$, получим

$$h = K_2' E_y^{\alpha} \frac{1}{\lambda'+1} \tau^{\lambda'+1}. \qquad (6.133)$$

Обозначим

$$K_2' \frac{1}{\lambda'+1} = K_2; \qquad (6.134)$$

$$\lambda' + 1 = \lambda. \qquad (6.135)$$

Подставляя (6.134) и (6.135) в (6.117),

$$h = K_2 E_y^{\alpha} \tau^{\lambda}. \qquad (6.136)$$

Полагая в (6.136) $h = h_{доп}$ и учитывая, что $h_{доп} = h(T)$,

$$h_{доп} = K_2 E_y^{\alpha} T^{\lambda}, \qquad (6.137)$$

отсюда

$$E_y = K_2^{-\frac{1}{\alpha}} h_{доп}^{\frac{1}{\alpha}} T^{-\frac{\lambda}{\alpha}}. \qquad (6.138)$$

Подставляя выражение (6.138) в (6.127) и полагая $\tau = T$, получим

$$S_т = \left(M_2 K_2^{-\frac{\beta}{\alpha y_E}}\right) h_{доп}^{\frac{\beta}{\alpha y_E}} T^{-\frac{\lambda\beta}{\alpha y_E}+\beta}.$$

Обозначим:

$$M_2 K_2^{-\frac{\beta}{\alpha y_E}} = K_s'; \tag{6.139}$$

$$\frac{\beta}{\alpha y_E} = \varepsilon_h'; \tag{6.140}$$

$$-\frac{\lambda\beta}{\alpha y_E} + \beta = \varepsilon_\tau', \tag{6.141}$$

тогда с учетом принятых обозначений

$$S_\tau = K_s' h_{\text{доп}}^{\varepsilon_h'} T^{\varepsilon_\tau'} = S_и Q_\tau. \tag{6.142}$$

В уравнение (6.128) подставим выражение E_y из (6.138) и положим $\tau = T$. В результате выражение для максимальной скорости формообразования запишется

$$\dot{S}_{max} = \left(M_2 \beta K_2^{-\frac{\beta}{\alpha y_E}}\right) \dot{h}_{\text{доп}}^{\frac{\beta}{\alpha y_E}} T^{-\frac{\lambda\beta}{\alpha y_E} + \beta - 1}.$$

Обозначим:

$$M_2 \beta K_2^{-\frac{\beta}{\alpha y_E}} = K_{V_S}; \tag{6.143}$$

$$\frac{\beta}{\alpha y_E} = \eta_h'; \tag{6.144}$$

$$-\frac{\lambda\beta}{\alpha y_E} + \beta - 1 = \eta_\tau'. \tag{6.145}$$

Подставляя в исходное выражение и учитывая ограничение (6.73), получим

$$K_{V_S}' T^{\eta_\tau'} h_{\text{доп}}^{\eta_h'} \leqslant V_{S_{\text{доп}}}. \tag{6.146}$$

Таким образом, задача оптимизации процесса при управлении термо-э. д. с. по схеме, представленной на рис. 6.4, свелась к следующему.

1. Отыскание оптимальных (экономичных) значений T и $h_{\text{доп}}$ по тому же алгоритму, который использовался при решении предыдущей задачи. В данном случае будут использоваться выражения (6.142), (6.146), (6.72), (6.51) и (6.49).

2. Подстановкой величин $T_э$ и $h_{\text{доп. э}}$ в выражение (6.138) найдем экономичное значение уставки $E_{y_э}$.

Если работа с $E = E_{y_э} = \text{const}$ не дает удовлетворительной стабилизации закона смещения центра группирования во времени (при проведении экспериментальных исследований этого обнару-

жено не было), то при $t = t_{max}$ в течение достаточно длительного промежутка времени может оказаться, что $h_{пр} > h_{доп\ max}$.
В этом случае можно рекомендовать следующий способ контроля величины h: а) проделать все расчеты при $t = t_{max}$ и найти $T_э$ (t_{max}); б) смену инструмента (в том числе автоматическую) организовать так, чтобы при $\tau > T_э\ (t_{max})$ инструмент менялся, как только $V_s < V_{s\ min\ доп}$; $V_{s\ min\ доп}$ находится при решении задачи, когда $t = t_{max}$. Исследования показали, что величины T, соответствующие достижению $h_{доп}$ при t_{min} и t_{max}, достаточно близки (разница 5—8%); это указывает на приемлемость данного способа управления.

Практически оптимальный закон управления (6.117) может быть реализован при использовании в схеме управления термо-э. д. с. (рис. 6.4) дополнительного контура адаптации — контура коррекции уставки.

Из (6.117) и (6.118) определяется закон

$$E = E_0(t, S) = (K_E K_0^{y_E})\, t^{x_E + y_E \mu_0} S^{y_E \nu_0 + z_E}. \qquad (6.147)$$

Обозначим:

$$A = K_E K_0^{y_E}; \qquad (6.148)$$

$$\alpha_t = x_E + y_E \mu_0; \qquad (6.149)$$

$$\alpha_S = y_E \nu_0 + z_E, \qquad (6.150)$$

тогда

$$E_0 = A t^{\alpha_t} S^{\alpha_s}. \qquad (6.151)$$

Так как величины V_s, S, E поддаются измерению, то величину t выразим через них и выражение (6.118):

$$t = \left(K_E^{-\frac{1}{x_E}}\right) E^{\frac{1}{x_E}} V_s^{-\frac{y_E}{x_E}} S^{-\frac{z_E}{x_E}}. \qquad (6.152)$$

Итак, в процессе формообразования можно на основании полученной информации вычислить мгновенное значение t.

В случае реализации САУ с коррекцией уставки вычислительное устройство *ВУ* (рис. 6.5) подсчитывает E_0 по формуле (6.151) и устанавливает поправку

$$\Delta E = E_0 - E_{у.\,э}, \qquad (6.153)$$

т. е. в *ВУ* может быть заложена информация о коррекции уставки в случае изменения внешних условий ($a_{с.\,п}$, $a_р$, $a_н$, B и др.)

Работа САУ по схеме, представленной на рис. 6.5, заключается в следующем. В процессе обработки информация о E, V_s и S (через блок интегрирования *БИ*) поступает в вычислительное устройство *ВУ*, в котором заложены соответствующие алгоритмы управления. *ВУ* вырабатывает сигнал E на изменение уставки, а контур управления термо-э. д. с. по V_s автоматически изменяет скорость привода главного движения. С помощью задающего

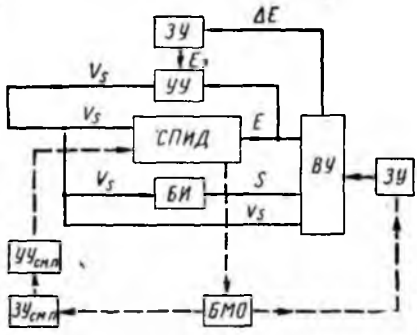


Рис. 6.5. Функциональная схема САУ, обеспечивающая дополнительную коррекцию уставки по E

устройства $ЗУ$ [в систему вводится значение уставки $E_{у.э}$. Блок математического обеспечения БМО, как и в схеме, представленной на рис. 6.1, осуществляет коррекцию алгоритма оптимального управления и обучения системы. Блоки $УУ_{см.п}$ и $ЗУ_{см.п}$ —соответственно управляющее и задающее устройство для смены режущего инструмента и размерной подналадки. Из блока $ЗУ_{см.п}$ в блок $УУ_{см.п}$ вводятся значения $T_э$ и

$$f_э = \frac{h_{доп.э}}{\delta - a - \omega_т - \delta_{н.п}}. \quad (6.154)$$

Вследствие того, что в ряде случаев оперативное создание подобных систем сопряжено с различного рода трудностями (как объективными, так и субъективными), то для случая обычной обработки (на постоянном режиме) целесообразно применить методику расчета оптимального режима для данных производственных условий. В принципе эта задача может быть решена и по приведенному выше алгоритму. При этом используются соответствующие формулы для скорости износа режущего инструмента. Ниже приведена методика расчета оптимального режима обработки при отсутствии САУ (без активного использования ограничений). Но следует заметить, что при учете в САУ точностных параметров, а также износа режущего инструмента, положения центра группирования и т. д. эффективность процесса обработки (операции технологического процесса) существенно возрастает по сравнению с тем оптимальным режимом, который имеет место при обработке без использования каких-либо систем управления.

6.2. МЕТОДИКА РАСЧЕТА ОПТИМАЛЬНОГО РЕЖИМА ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ НА СТАНКАХ

Проведенный анализ режимов резания на различных видах оборудования в конкретных производственных условиях позволил установить, что действительные режимы в большинстве случаев отличаются от тех, которые рекомендуется различными справочными материалами [33] и др. Существовавшие и существующие до настоящего времени методики расчета режимов резания сыграли и продолжают в ряде случаев играть весьма существенную роль, облегчая труд технологов при проектировании технологических процессов обработки деталей. Однако все ускоряющееся внедрение в различные отрасли машиностроения высокопроизводитель-

ного оборудования, оснастки, инструмента требуют более тщательного подхода к выбору надлежащих режимов обработки.

Если несколько десятков лет назад оптимальный период стойкости режущего инструмента составлял несколько часов, то позднее он уменьшился до 40—60 мин, а в настоящее время часто составляет 10—20 мин, а иногда и менее главным образом за счет существенного повышения уровня автоматизации процесса обработки.

В настоящее время зачастую при расчете режима резания вопрос о непременном получении деталей требуемой точности ставится так, что лишь подразумевается обязательное выполнение этого требования или просто вводятся соответствующие ограничения (порой не всегда обоснованные). Но практика, а также проведенные исследования показывают, что часто критерии эффективности перестают быть выполнимыми или же резко сокращается возможность дальнейшего увеличения эффективности операции, как только вопросы качества становятся на первый план. Кроме того, запись критерия эффективности в подавляющем большинстве случаев делается не совсем строго: не учитываются допуски на соответствующие точностные параметры деталей, погрешности, сопровождающие технологический процесс, уровень размерной настройки технологической системы, различного рода ограничения и т. д. Редко рассматривается достаточно длинный промежуток времени, когда на операции имеет место не только процесс формообразования поверхностей деталей, но смена обрабатываемой детали, инструмента, размерная настройка, поднастройка, а для универсальных станков и перенастройка системы СПИД.

Исследования показали, что нельзя разделять вопросы размерной настройки, поднастройки технологической системы и назначаемого режима обработки, режима обработки и точности деталей, режима обработки и погрешностей, сопровождающих технологический процесс и т. д. Следовательно, задача по оптимизации операции технологического процесса должна решаться комплексно, когда критерии оптимальности охватывают все этапы операции при достаточно длительном времени ее существования.

Излагаемая ниже методика расчета оптимального режима обычной обработки будет строиться на выполнении следующего критерия оптимальности: произвести обработку деталей таким образом, чтобы получить требуемое количество годных деталей с возможно минимальной себестоимостью за предписанный промежуток времени. На основании его строятся все расчеты, связанные с выбором надлежащего режима обработки, допусков на размерную настройку и поднастройку системы СПИД, выбором оборудования, инструмента, оснастки, рабочих и т. д. Как показали исследования, реализация указанного критерия по предлагаемой методике дает возможность оперативно назначать наиболее оптимальный режим для данных производственных условий, а не достигать его путем длительных и трудоемких корректив.

Введение же соответствующих систем автоматического управления ходом операции технологического процесса позволяет эффективность операции поднять на более высокую ступень.

В соответствии с принятыми выше обозначениями (см. гл. 5 и 6) себестоимость обработки одной детали на данной операции запишется следующим образом:

$$C_0 = \frac{\sum t_м a_{с.п}}{Q_т} + \frac{\sum t_в + t_{см.и}}{Q_т} a'_{с.п} + \frac{t_ц a_р}{Q_т} + \frac{t_{см.и} a_н}{Q_т} + \frac{B}{Q_т} + \\ + \frac{T_{п.з}}{Q}(a'_{с.п} + a_н + a_р). \qquad (6.155)$$

Исходными данными для расчета режима резания должны быть: чертеж детали со всеми техническими условиями, нормами точности и другими данными, характеризующими служебное назначение детали; количество деталей, подлежащих выпуску в единицу времени и по неизменяемым чертежам; выявлены связи (размерные, относительных поворотов) между поверхностями детали исходя из ее служебного назначения, что в дальнейшем определит схему базирования; условия, в которых должен осуществляться технологический процесс (технико-экономические данные о наличии оборудования, инструмента, оснастки, кадров и др.).

Исходя из имеющихся исходных данных, а также надлежащего критерия оптимальности последовательность расчета режима резания для обычной обработки состоит в следующем.

1. **Выбор схемы базирования детали.** Схема базирования детали, с одной, стороны тесно связана с требованием обеспечения заданных качественных параметров детали, а с другой, — с производительностью процесса обработки. Действительно, установка связей между поверхностями деталей машин исходя из их служебного назначения по сути дела указывает пути обеспечения в пределах требуемых допусков надлежащих качественных показателей. Вместе с этим при выполнении операции даже на одном и том же оборудовании, но с различными схемами базирования детали различна жесткость системы СПИД, а также ее виброустойчивость. А так как снижение жесткости даже при казалось бы идеальной схеме базирования приводит к уменьшению уточнения системы СПИД [3], последнее не только отражается на построении операции (например, обработка в несколько проходов), но существенно изменяет не в лучшую сторону экономику процесса обработки. В связи с этим при прочих равных условиях следует останавливаться на варианте базирования, обеспечивающем наибольшую жесткость системы СПИД.

В общем случае выбор схемы базирования представляет собой многовариантную задачу, однако при разработке технологического процесса в условиях действующего производства количество вариантов существенно сокращается и практически не пре-

вышает 2—4, так как вступает в действие множество различных ограничений (наличие оборудования, оснастки, инструмента, различного рода организационные вопросы и т. п.), в значительной степени сужающих область поиска.

При решении таких задач, как разработка технологического процесса для вновь проектируемого производства, выбор схемы базирования, должен вестись с учетом установленных связей (исходя из служебного назначения) изделия и детали, а также последних достижений в области прогрессивных методов и способов обработки, прогрессивного режущего инструмента и оборудования. При этом проектант-технолог, исходя из соответствующего критерия оптимальности, на основании расчетов должен указать требуемую характеристику оборудования (например, его жесткость) и вместе с этим руководствоваться рассматриваемой методикой.

В качестве примера на рис. 6.6 представлены схемы базирования детали типа вала для получения размеров D и L в центрах (передний центр жесткий) с хомутиками — рис. 6.6, *а*; в центрах (передний центр плавающий) с хомутиком — рис. 6.6, *б*; в трехкулачковом патроне с длинными кулачками — рис. 6.6, *в*; в трехкулачковом патроне с короткими кулачками при использовании заднего центра — рис. 6.6, *г*. Каждая из приведенных схем базирования имеет свои особенности как с точки зрения точности получаемых размеров, так и жесткости системы СПИД. Например, для более точного получения линейного размера L предпочтительнее варианты *б*, *в*, *г*, когда базирование детали вдоль оси осуществляется от торца шпинделя или же от торца патрона. Оценка наиболее лучшего варианта по жесткости может быть осуществлена по имеющимся в литературе [19, 41, 42] зависимостям и рекомендациям.

Помимо выбора схемы базирования детали весьма важным является выбор величины и направления силового замыкания. Оно должно быть таковым, чтобы обеспечить определенность базирования детали на всех этапах ее обработки. Неправильное приложение силового замыкания как по величине, так и направлению может привести к существенной погрешности обработки (см. гл. 4, разд. «Управление процессом установки деталей на станках») и, как результат этого, потребовать дополнительных проходов и операций.

2. **Выбор схемы настройки.** Схемы настроек могут быть различны даже при одной и той же схеме базирования детали. Так, подрезка торца вала (рис. 6.7) может быть проведена по следующим схемам: прямое резание подрезным резцом — рис. 6.7, *а*; прямое резание правым отогнутым резцом — рис. 6.7, *б*; наружное продольное точение — рис. 6.7, *в*. Применительно к конкретным производственным условиям выбор схемы настройки определяется наличием соответствующего оборудования, инструмента, чертежом и материалом обрабатываемой детали и другими исход-

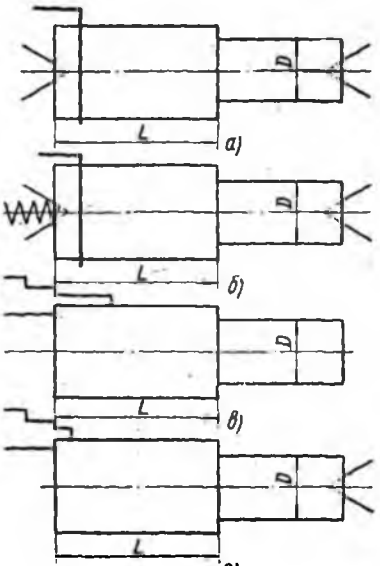


Рис. 6.6. Схемы базирования детали типа вала

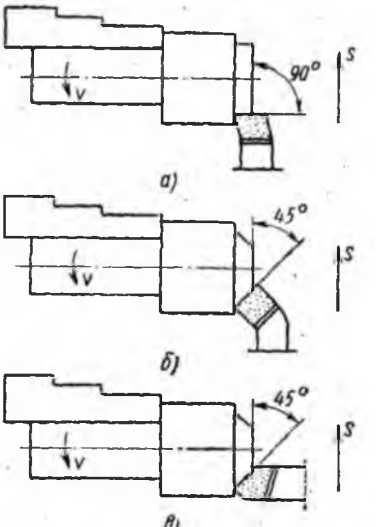


Рис. 6.7. Различные схемы настроек

ными данными. Однако при прочих равных условиях следует останавливаться на схеме, при которой будет иметь место наибольшая жесткость системы СПИД (в частности, она зависит от положения инструмента относительно обрабатываемой детали, от характера движения исполнительного органа), что позволит более производительно вести обработку.

3. **Выбор геометрических параметров режущего инструмента.** Исходные данные для проектирования технологического процесса (чертеж детали с техническими условиями и нормами точности, материал обрабатываемой детали и др.) позволяют наметить тип инструмента, материал его режущей части, а также установить элементы его геометрии. Так, если при обработке на проход какой-либо поверхности вала может быть принят проходной резец с практически любым углом в плане, то этого нельзя сделать при гидрокопировальной обработке, когда указанный угол требует вполне определенного значения, определяемого условиями копирования. При назначении геометрических параметров режущей части инструмента необходимо также учитывать влияние последних на процесс стружкообразования, тепловыделение, распределение теплоты и др. В большинстве случаев задача по выбору типа инструмента и требуемой его геометрии ставится следующим образом: выбрать тип инструмента и его геометрию так, чтобы при прочих равных условиях обеспечить заданное количество деталей и возможно наибольшую его стойкость. На этот счет имеется

достаточно много рекомендаций и указаний, явившихся следствием огромной работы, проделанной советскими учеными, инженерами и рабочими-новаторами.

Анализ работ, посвященных этому вопросу, позволяет сделать вывод о том, что в большинстве случаев критерием оптимальности по выбору геометрических параметров инструмента служит его стойкость. И это обусловлено тем, что режущий инструмент, часто являясь наиболее слабым звеном технологической системы, существенно влияет на экономику процесса резания. Не останавливаясь подробно на выборе отдельных параметров инструментов вследствие наличия достаточно большого справочного и специального монографического материала по данному вопросу, напомним лишь метод подхода к решению подобных задач. Так, для токарной обработки деталей типа валов после выбора типа режущего инструмента подлежат назначению или определению соответствующие основные параметры геометрии: передний угол, задний угол, главный угол в плане, радиус закругления, вспомогательный угол в плане, угол наклона главной режущей кромки, форма передней поверхности и ряд других. Например, с увеличением переднего угла сила резания снижается, уменьшается тепловыделение, поэтому стойкость повышается, но вместе с этим увеличение этого угла приводит к уменьшению головки резца, вследствие чего теплоотвод от поверхности трения и прочность режущего лезвия уменьшаются и, начиная с некоторого значения переднего угла, повышается износ и стойкость снижается. Причем, как показывают исследования [2], чем выше прочность и твердость обрабатываемого материала, тем меньше положительное значение переднего угла.

Многочисленные экспериментальные исследования и практика отечественных и зарубежных заводов дали возможность установить для различного рода работ вполне конкретные значения переднего и заднего углов, главного и вспомогательного углов в плане, радиус закругления при вершине и т. д. для всех видов режущего инструмента с учетом стоимости его изготовления, заточки и эксплуатации.

Следует заметить, что проведенные обширные исследования [36] в области управления упругими перемещениями системы СПИД с использованием автоматических систем, когда параметры процесса резания постоянно меняются в процессе обработки деталей, ставят перед специалистами по резанию металлов новые задачи по исследованию стойкости режущего инструмента, физической сущности процесса резания, влиянию постоянно меняющихся регулирующих параметров на процесс стружкообразования и т. д. Важность таких исследований подтверждается хотя бы тем положением, что автоматическое управление процессом позволило повысить стойкость инструмента, существенно сократить его поломки, уменьшить прижоги при шлифовании и т. д. Следует ожидать, что некоторые, так или иначе установившиеся концеп-

ции, с этих новых позиций будут пересмотрены и намечены новые пути повышения эффективности процесса резания. Такая диэлектическая связь технологической науки и науки о резании металлов несомненно будет способствовать еще большему прогрессу в области машиностроения.

4. **Выбор величины подачи на оборот изделия.** Выбор величины подачи на оборот изделия должен прежде всего обуславливаться получением требуемого качества обрабатываемых деталей. Исходя из этого вначале следует рассчитывать наибольшее значение подачи, при котором будет обеспечена требуемая шероховатость поверхности. В технической литературе имеется достаточно большое количество установленных функциональных связей геометрических параметров режущего инструмента, шероховатости поверхности и подачи на оборот изделия, охватывающие практически все способы и виды обработки деталей.

Исследования показали, что всегда следует работать на максимально допустимой подаче на оборот изделия при выполнении требований по шероховатости поверхности, так как при этом себестоимость обработки детали уменьшается. В гл. 4, в разд. «Управление шероховатостью поверхностей деталей» приведены соответствующие рекомендации по выбору подачи на оборот изделия, а также указаны практические пути управления этим параметром процесса обработки деталей. В ряде случаев при коррекции режима резания подача на оборот изделия может быть изменена для выполнения соответствующих ограничений, накладываемых технологическими и физическими возможностями системы СПИД.

5. **Определение возможного мгновенного поля рассеяния.** Знание свойств обрабатываемого материала, колебания припуска и твердости заготовок, геометрических параметров инструмента, подачи на оборот изделия, а также выбранных типов оборудования, на которых возможно произвести обработку данной детали, позволяют определить мгновенное поле рассеяния, порождаемое различными возмущениями.

Колебание силы резания P (или точнее эквивалентной силы $P_э$) определяется по формуле

$$\Delta P = C_P (t_{\max} - t_{\min})^{x_P} s^{y_P} v_*^{z_P} K_P, \qquad (6.156)$$

где C_P — коэффициент, характеризующий свойства обрабатываемого материала и конкретные условия обработки;

K_P — коэффициент, характеризующий геометрические параметры режущего инструмента;

x_P, y_P, z_P — показатели степени;

v_* — скорость резания (часто в указанной формуле ее можно не учитывать по известным соображениям или же учитывать минимально допустимое ее значение, например, из условия отсут-

ствия нароста на инструменте, что как раз будет соответствовать расчету силы для наиболее жестких условий);

t — глубина резания, причем $t_{шах}$ — максимально возможное значение глубины резания, а t_{min} — минимально возможное ее значение.

Так как известны типы выбранного оборудования, а следовательно, и его жесткость, «мгновенное» поле рассеяния

$$\omega_т = \frac{\Delta P}{j}, \tag{6.157}$$

где j — жесткость.

Если при расчете оказалось, что допуск на получаемый точностной параметр детали, например размер, превышает величину $\omega_т$ для различных технологических систем, то в дальнейшем в рассмотрении будут участвовать все намечаемые варианты операции технологического процесса. Если же $\omega_т > \delta$, данный вариант может быть исключен из дальнейшего рассмотрения или же для его намечаются способы уменьшения $\omega_т$. Ими могут быть следующие: увеличение жесткости системы СПИД, разбиение заготовок на группы по припуску и твердости с внесением соответствующих поправок в размер статической настройки при обработке последующей группы [3], использование системы автоматического управления, например, за счет изменения размера статической или динамической настроек [36]. Итак, если рассматриваемые варианты операции технологического процесса обеспечивают условие $\omega_т < \delta$, требуется перейти к расчету оптимального допуска на размерную настройку и поднастройку системы СПИД.

6. **Определение оптимального допуска на размерную настройку и поднастройку системы СПИД.** В гл. 5 подробно рассматривалась методика определения оптимального допуска на размерную настройку и поднастройку системы СПИД. Здесь следует указать, что исходными данными для такого расчета должны быть: развернутая формула себестоимости обработки детали на данной операции для различных рассматриваемых вариантов, а также формула, характеризующая трудоемкость настройки и поднастройки системы СПИД от допуска на настройку и поднастройку ($t_{н.п} = K_{н.п}\delta_{н.п}^{\beta_t}$). Тогда с учетом того, что время, затрачиваемое на смену инструмента $t_{см}$, а также размерную настройку и поднастройку $t_{н.п}$:

$$t_{см.н} = t_{см} + t_{н.п} f, \tag{6.158}$$

а частота поднастроек

$$f = \frac{Q_т}{q} = \frac{h_{доп}\left(A_t \frac{1}{v^{\mu_v}} + K_{vh}\operatorname{tg}\alpha\right)}{10^3 K_{vh}\left[\delta - (a + \omega_т + \delta_{н.п})\right]}; \tag{6.159}$$

$$t_{см.и} = t_{см} + \frac{h_{доп}\left(A_t \frac{1}{v^{\mu_v}} + K_{vh}\operatorname{tg}\alpha\right)}{10^3 K_{vh}\left[\delta - (a + \omega_т + \delta_{н.п})\right]} K_{и.п}\delta_{н.п}^{\beta_t}. \tag{6.160}$$

Из условия

$$\frac{\partial t_{\text{см. и}}}{\partial \delta_{\text{и. п. о}}} = 0$$

оптимальный допуск на размерную настройку и поднастройку системы

$$\delta_{\text{н. п. о}} = \frac{\beta_t (\delta - a - \omega_\text{т})}{\beta_t - 1}. \qquad (6.161)$$

Определение оптимального допуска $\delta_{\text{н·п·о·}}$ дает возможность приступить к расчету оптимальной (в данном случае на базе рассматриваемого критерия экономичной) скорости резания.

7. **Расчет оптимальной скорости резания.** Для расчета оптимальной скорости резания в качестве исходных используются соответствующие формулы, характеризующие себестоимость обработки детали.

Так, для случая относительно большой партии деталей, когда подготовительно-заключительным временем, приходящимся на одну деталь, можно пренебречь, а также при условии выполнения рабочим (оператором) настроечных и поднастроечных работ себестоимость обработки детали определится по формуле

$$C_\text{о} = t_\text{м}(a_\text{с. п} + a_\text{р}) + \frac{1}{Q_\text{т}}\left[t_\text{см. н}(a'_\text{с. п} + a_\text{р}) + B\right] + (a'_\text{с. п} + a_\text{р}) t_\text{в}. \qquad (6.162)$$

При учете подготовительно-заключительного времени, что характерно для обработки относительно малых партии деталей

$$C_\text{о} = t_\text{м}(a_\text{с. п} + a_\text{р}) + \frac{1}{Q_\text{т}}\left[t_\text{см. и}(a'_\text{с. п} + a_\text{р}) + B\right] + (a'_\text{с. п} + a_\text{р}) t_\text{в} + \frac{T_\text{п. з}}{Q}(a'_\text{с. п} + a_\text{р}). \qquad (6.163)$$

При проведении перенастройки (или первоначальной настройки) системы СПИД наладчиком и выполнении поднастроечных работ и смены инструмента рабочим (оператором) себестоимость обработки детали определится

$$C_\text{о} = t_\text{м}(a_\text{с. п} + a_\text{р}) + \frac{1}{Q_\text{т}}\left[t_\text{см. н}(a'_\text{с. п} + a_\text{р}) + B\right] + (a'_\text{с. п} + a_\text{р}) t_\text{в} + \frac{T_\text{п. з}}{Q}(a'_\text{с. п} + a_\text{н} + a_\text{р}). \qquad (6.164)$$

При проведении настройки, поднастройки системы СПИД, а также смены режущего инструмента наладчиком с помощью

рабочего формула себестоимости обработки детали имеет вид

$$C_0 = t_м (a_{с.п}' + a_р) + \frac{1}{Q_т} [t_{см.и} (a_{с.п}' + a_р) + B] +$$

$$+ (a_{с.п}' + a_р) t_в + \frac{T_{п.з}}{Q} (a_{с.п}' + a_и + a_р). \qquad (6.165)$$

При учете соответствующих зависимостей (см. гл. 5) последняя формула в более развернутом виде запишется так:

$$C_0 = \frac{\pi DL}{10^3 s} (a_{с.п} + a_р) \frac{1}{v} + \frac{\pi DLK_{vh}}{10^3 h_{доп}} v^{u_v - 1} \left\{ \left[t_{см.и} + \right.\right.$$

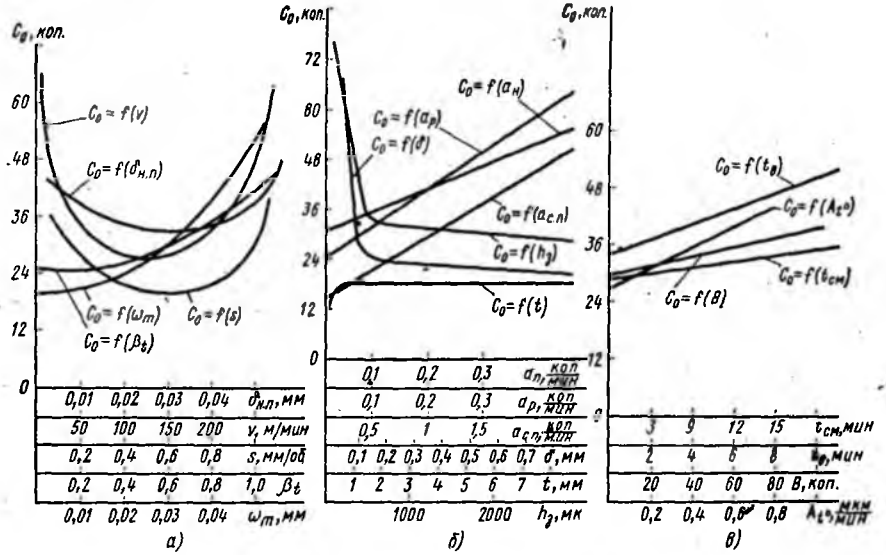
$$+ \frac{h_{доп} (A_t \circ v^{-u_v} + K_{vh} \operatorname{tg} \alpha)}{10^3 K_{vh} [\delta - (\alpha + \omega_т + \delta_{н.п})]} K_{н.п} \cdot \delta_{н.п}^{\beta_t} (a_{с.п}' + a_р + a_и) \Big] + B +$$

$$\left. + t_в (a_{с.п}' + a_р) + \frac{T_{п.з}}{Q} (a_{с.п}' + a_р + a_и) \right\}. \qquad (6.166)$$

На рис. 6.8 показано влияние различных параметров на себестоимость обработки детали применительно к некоторой конкретной операции (в частности, обработки валов на гидрокопировальном станке). При подробном анализе формулы себестоимости обработки детали, а также полученных графиков можно констатировать следующее.

Зависимости $C_0 = f(v)$, а также $C_0 = f(s)$ носят экстремальный характер, так изменение скорости, подачи на оборот изделия

Рис. 6.8. Влияние различных факторов на себестоимость обработки



вызывают, с одной стороны, изменение машинного времени, а с другой,— частоты поднастроек системы СПИД вследствие изменения скорости износа режущего инструмента.

Зависимость $C_o = f(\delta_{н.п})$ носит экстремальный характер, так как ужесточение допуска $\delta_{н.п}$ вызывает, с одной стороны, уменьшение числа поднастроек технологической системы, а с другой,— увеличение трудоемкости настройки и поднастройки.

Глубина резания, как правило, до значений $t = 0{,}5$ мм ощутимо влияет на себестоимость обработки, а при $t > 0{,}5$ мм это влияние несколько уменьшается. Это обстоятельство связано прежде всего с влиянием глубины резания на скорость износа режущего инструмента.

Увеличение времени $t_{см}$, затрачиваемого на установку, снятие, раскрепление и закрепление режущего инструмента, приводит к увеличению себестоимости обработки. Следовательно, автоматизация указанных переходов и связанное с этим уменьшение времени является резервом для повышения эффективности процесса резания.

Существенно влияет на себестоимость обработки величина допустимого износа $h_{доп}$ режущего инструмента, особенно до значений 0,8 мм по задней грани. Как показал анализ соответствующих литературных данных, выбор величины допускаемого износа может быть продиктован рядом критериев.

Силовой, когда достижение $h_{доп}$ приводит к такому значению силы резания, при котором нарушается, например, требование по виброустойчивости, прочности отдельных элементов системы СПИД, недопустимо увеличивается мощность резания и др. Трудность использования такого критерия состоит в том, что для большого разнообразия видов и способов обработки следует иметь зависимость влияния износа инструмента на изменение силы резания или же отдельных ее составляющих для определенных конкретных условий, что сопряжено с проведением огромного количества специальных экспериментальных исследований. Все это дополнительно усугубляется тем обстоятельством, что изменение силы резания по абсолютному ее значению и направлению действия часто происходит за счет случайно действующих факторов (колебания припуска, твердости), в результате чего информация о достижении $h_{доп}$ часто носит случайный характер. Следует указать, что применение систем автоматического управления упругими перемещениями системы СПИД дает возможность избавиться от указанного недостатка, а, кроме того, в большинстве случаев исключает данный критерий, так представляется возможным вести обработку на заранее предписанном силовом режиме с выдерживанием соответствующих ограничений.

Достижение допустимой величины $h_{доп}$ может характеризоваться потерей инструментом режущих свойств (критерий блестящей полоски). В частности, резец считается изношенным, когда при обработке стали на поверхности резания появляется блестя-

щая полоска, а при обработке чугуна — темные пятна. Это происходит потому, что в данный момент отдельные точки режущей кромки начинают выкрашиваться. Резец в этих местах затуплен, теряется его геометрия, происходит большое смятие отдельных участков поверхности резания и резец как бы полирует их. При этом даже кратковременная дальнейшая работа (1—2 мин) приводит к полному разрушению режущей кромки и резец выходит из строя. Существенным недостатком такого критерия является необходимость тщательного визуального наблюдения за процессом, так как заметить блестящую полоску или темные пятна относительно трудно особенно при работе твердосплавным инструментом. Кроме этого, использование этого критерия не гарантирует получения предписанных качественных показателей деталей и достигаемая величина износа при этом не является оптимальной с экономической точки зрения.

Технологический критерий, когда сигналом о необходимости смены инструмента служит выход получаемого точностного параметра детали (например, размера) за установленные границы; относительно часто встречается в литературе. Наиболее целесообразно использовать его тогда, когда стоимость поднастройки относительно велика или же она по каким-либо причинам невозможна. При этом имеет смысл достигать допустимую величину износа с одной настройки, а при достижении граничных условий на точностной параметр детали заменять режущий инструмент. В большинстве же случаев использование такого критерия не совсем обосновано. Действительно, не всегда экономически выгодно перетачивать инструмент, если при достижении указанных для детали граничных условий он не потерял своих режущих свойств и может быть в случае поднастройки использован еще определенное время для обработки данной партии или же для деталей других типов. При использовании систем управления, стабилизирующих размер статической настройки [45], такой технологический критерий вообще теряет силу.

Под критерием оптимального износа [21] понимается такой износ, при котором общий срок службы инструмента получается наибольшим, и определяется как количество переточек, допускаемое пластинкой при данном износе. Данный критерий используется для особо дорогостоящих инструментов, но даже и в этом случае понятие «оптимальный» необходимо связывать с экономичностью процесса резания. Вместе с этим, известная неопределенность этого критерия обусловлена различием (часто существенным) режущих свойств инструмента, причем такое различие носит случайный характер.

При детальном изучении уравнения себестоимости обработки, когда процесс анализируется в отношении обеспечения $C_o = \min$, можно показать, что в качестве критерия величины допускаемого износа $h_{доп}$ инструмента наиболее правильно выбирать экономический критерий. Действительно, при необоснованном

увеличении $h_{доп}$ происходит увеличение себестоимости за счет снижения скорости резания при управлении при уменьшении той части затрат, которая связана с инструментом B и со временем $t_{см}$, $t_{н.п}$. При необоснованном снижении $h_{доп}$ в структуре себестоимости возрастает доля затрат, связанная с B, $t_{см}$, $t_{н.п}$, которая может быть нескомпенсирована уменьшением машинного времени.

Связывая указанное положение с производительностью процесса обработки деталей, можно констатировать следующее: уменьшенное значение $h_{доп}$ приводит к уменьшению машинного времени, приходящегося на одну деталь, но вместе с этим возрастает частота поднастроек, количество смен режущего инструмента.

В предыдущем разделе данной главы приводится методика определения оптимальной величины износа режущего инструмента при управлении процессом обработки (в частности, при управлении скоростью износа режущего инструмента). Ниже, для случая работы на постоянном режиме величина $h_{доп}$ выбирается исходя из экономических соображений (например, для пластинок твердого сплава $h_{доп} = 0{,}8$ мм).

Увеличение затрат, связанных с оборудованием и приспособлениями, а также увеличение затрат по заработной плате рабочего и наладчика приводит к увеличению себестоимости обработки деталей. Отсюда вытекает необходимость автоматизации процесса обработки и особенно наиболее трудоемких элементов его, например, размерной настройки, поднастройки и перенастройки технологической системы.

При заданном допуске на соответствующие точностные параметры детали увеличение погрешностей систематических постоянных и поля рассеяния $\omega_т$, порождаемого случайно действующими факторами (такими, как колебание припуска, твердости), приводит к росту себестоимости обработки, так как резко уменьшается часть поля допуска, отведенная для компенсации погрешностей, являющихся следствием систематически действующих факторов $\varphi(m)$. Отсюда следует, что при тех же колебаниях входных параметров заготовок использование систем автоматического управления упругими перемещениями системы СПИД, а также размерной настройкой позволит существенно повысить эффективность процесса обработки деталей.

Уменьшение вспомогательного времени, идущего в основном на снятие детали и установку последующей заготовки, а также уменьшение затрат на режущий инструмент приводит к снижению себестоимости обработки деталей. Автоматизация процесса установки и снятия детали и связанное с этим сокращение времени, уменьшение стоимости инструмента способствует при прочих равных условиях форсированию режима обработки, а следовательно, увеличению производительности и снижению себестоимости обработки.

Большим резервом повышения эффективности процесса обработки деталей является снижение трудоемкости размерной на-

стройки, поднастройки и перенастройки системы СПИД. Координальным решением этой проблемы является разработка способа и устройств применительно к различным станкам для автоматизации этих трудоемких процессов (см. гл. 5). В связи с этим следует указать, что подчас эффективность даже станков с программным управлением, у которых автоматизированы основные процессы кинематической перенастройки, не достигает желательного уровня вследствие необходимости постоянного вмешательства наладчика в ход технологического процесса с целью восстановления требуемого относительного положения режущего инструмента и баз станка, несущих обрабатываемую деталь.

Увеличение подготовительно-заключительного времени $T_{\text{п. з}}$ приводит к увеличению себестоимости обработки. Если учесть, что основную долю подготовительно-заключительного времени составляет время, идущее на кинематическую настройку и перенастройку системы СПИД, то одним из резервов дальнейшего повышения эффективности операции технологического процесса является автоматизация кинематической настройки и перенастройки (например, для станка 1722 автоматическая смена программоносителя, режущего инструмента, перемещение отдельных органов станка и др.).

Уменьшение числа деталей в партии Q приводит к увеличению доли затрат в структуре себестоимости, связанных с проведением работ по кинематической настройке и перенастройке системы СПИД. Исследования и соответствующие экономические расчеты показали, что введение систем автоматического управления всеми этапами операции технологического процесса способствует тому, что становится эффективным на данном оборудовании производить обработку партии, практически состоящей из одной детали.

Исходя из вышеизложенного, экономическая скорость резания определяется из условия

$$\frac{\partial C_o}{\partial v_э} = 0.$$

В частности, из уравнения (6.166)

$$v_э = \sqrt[u_\varphi]{\frac{(a_{\text{с. п}} + a_{\text{р}}) + \dfrac{K_{\text{н. п}}\delta^{\beta t}_{\text{н. п. о}} A_{t^\circ}\left(a'_{\text{с. п}} + a_{\text{р}} + a_{\text{н}}\right)}{[\delta - (a + \omega_{\text{т}} + \delta_{\text{н. п. оп}})]\,10^3}}{(u_v - 1)\,K_{vh}\left\{\dfrac{t_{\text{см}}\left(a'_{\text{с. п}} + a_{\text{р}} + a_{\text{н}}\right) + B}{h_{\text{доп}}} + \dfrac{K_{\text{н. п}}\delta^{\beta t}_{\text{н. п. о}} \operatorname{tg}\alpha\left(a'_{\text{с. п}} + a_{\text{р}} + a_{\text{н}}\right)^{\gamma}}{[\delta - (a + \omega_{\text{т}} + \delta_{\text{н. п. оп}})]\,10^3}\right\}}}. \qquad (6.167)$$

В ряде случаев (при заранее выбранном допустимом износе режущего инструмента) является целесообразным определить экономические значения температуры резания $\theta_э$ или термо-э. д. с. E.

После определения экономической скорости резания по записанным выше формулам себестоимости обработки представляется возможным произвести сравнение вариантов операции технологического процесса по установленному критерию.

Пусть, например, имеется возможность в некоторых конкретных производственных условиях произвести обработку деталей типа валов, точность диаметральных размеров которых характеризуется допуском $\delta = 0{,}12$ мм. При этом в распоряжении имеется три типа оборудования:

а) более жесткое, которое позволяет получить $\omega_т = 0{,}01$ мм; для него $a'_{с.п} = a_{с.п} = 3{,}5$ к/мин, $T_{п.з} = 45$ мин; число деталей в партии 100 шт.;

б) средней жесткости, которое позволяет получить $\omega_т = 0{,}04$ мм; для него $a_{с.п} = a'_{с.п} = 1{,}38$ к./мин; $T_{п.з} = 45$ мин; число деталей в партии 100 шт.;

в) меньшей жесткости, которое позволяет получить $\omega_т = 0{,}06$ мм; для него $a_{с.п} = a'_{с.п} = 0{,}8$ к./мин; $T_{п.з} = 45$ мин; число деталей в партии 100 шт.

Для всех трех типов оборудования величина постоянной систематической погрешности (например, определяемой разрешающей способностью отсчетного лимба станка) составляет $a = 0{,}04$ мм; $\beta_t = -0{,}6$.

Из формулы (6.161) для экономического допуска на размерную настройку и поднастройку системы СПИД для первого варианта имеем $\delta_{н.п.о} = 0{,}026$ мм, для второго $\delta_{н.п.о} = 0{,}015$ мм и для третьего $\delta_{н.п.о} = 0{,}0125$ мм. По формуле (6.167) для расчета экономической скорости резания имеем для первого варианта $v_э = 102$ м/мин, для второго $v_э = 80$ м/мин, для третьего $v_э = 60$ м/мин.

Исходя из этого, по формуле (6.166) себестоимость обработки детали по первому варианту составит 49,8 к., по второму 30,175 к., по третьему 32,9 к., т. е. оказывается, что наиболее экономично для данных производственных условий производить обработку по второму варианту с использованием оборудования средней жесткости.

8. **Коррекция режима резания.** Исходя из возможностей рассматриваемых технологических систем, при необходимости должна быть произведена коррекция рассчитанного режима резания. Эти возможности обычно определяются допускаемой мощностью приводов главного движения и подачи, зоной виброустойчивости системы СПИД, прочностью отдельных элементов системы, рядом ступеней скоростей и подач. При бесступенчатых приводах главного движения и подачи при прочих равных условиях (выполнении указанных ограничений) устанавливаются расчетные значения параметров режима резания. Кроме того, коррекция скорости резания может быть вызвана следующим обстоятельством. При обработке, например, труднообрабатываемых материалов скорость резания не должна превышать некоторого пре-

дельного значения $v_{кр}$, при котором износ режущего инструмента смещает центр группирования получаемых размеров так, что в пределах одной детали (одной поверхности детали) суммарная погрешность превышает допуск на получаемый точностной параметр. Это имеет место в том случае, если не представляется возможным в процессе формообразования соответствующим образом изменять размер статической настройки для компенсации размерного износа режущего инструмента. Исходя из этих условий, предельное значение скорости

$$\bar{v}_{кр} = \sqrt[u_v-1]{\frac{[\delta - (a + \omega_т + \delta_{н.\,п.\,оп})]\,10^3}{K_{vh}\,\mathrm{tg}\,\alpha}},$$

$$(v_з \leqslant v_{кр}).$$

9. **Определение необходимого количества оборудования, оснастки, инструмента.** На основании выбранного режима обработки должен быть произведен расчет оборудования, оснастки, инструмента.

Количество деталей, обрабатываемых за период стойкости инструмента:

$$Q_{т.\,у} = \frac{T}{t_м} = \frac{1000 h_{доп} s_y}{K_{vh}\pi D L} v_y^{1-u_v},$$

здесь для обобщенного случая v_y и s_y — уточненные значения скорости и подачи.

Так как известна программа, известно и требуемое количество деталей $Q_{т.\,тр}$, подлежащих выпуску за время $t_ц$. Если $Q_{т.\,тр} \leqslant Q_{т.\,у}$, то обработку следует вести на рассчитанном (уточненном) режиме с использованием одного комплекта оборудования, оснастки, режущего инструмента. Изготовление требуемого количества деталей $Q_п$ всегда ограничено заданным промежутком времени $T_з$. Исходя из этого, может быть определено количество деталей $Q_д$, которое может быть обработано за время $T_з$ с учетом коэффициента $K_{см}$ (он характеризует сменность, а также возможные потери времени):

$$\frac{T_з}{t_ц} Q_{т.\,у} K_{см} = Q_д.$$

Если $Q_д > Q_п$, то программа будет выполнена с использованием одного комплекта оборудования и оснастки, а необходимое количество режущего инструмента в общем случае определится как

$$\frac{Q_п}{Q_т i} K_{р.\,и},$$

где $K_{р.\,и}$ — коэффициент, учитывающий непредвиденные потери инструмента;

i — число переточек, допускаемых инструментом (для неперетачиваемых пластинок i — число граней).

При $Q_д < Q_п$ программа может быть выполнена с использованием более чем одного комплекта оборудования, оснастки и режущего инструмента. В этом случае необходимое количество инструмента, оборудования и оснастки соответственно определится как

$$\frac{Q_п}{Q_т} K_{р.и}; \quad \frac{Q_п}{Q_д} K_{об}; \quad \frac{Q_п}{Q_д} K_{осн},$$

где $K_{об}$, $K_{осн}$ — коэффициенты использования оборудования и оснастки (коэффициенты, учитывающие непредвиденные потери времени при простое технологической системы).

На основании вышеизложенного также устанавливается необходимое количество рабочих, наладчиков и другого персонала для осуществления технологического процесса.

Таким образом, рассчитанный оптимальный режим является тем источником, исходя из которого производятся основные расчеты, затрагивающие технические и организационные стороны технологического процесса. Успешное решение задачи по выбору оптимального режима обработки деталей имеет место в том случае, когда с достаточной точностью определены и учтены погрешности, сопровождающие технологический процесс, в пределах установленного допуска проведена размерная настройка и поднастройка. В действительности же, при обычной обработке (без использования каких-либо регулирующих систем), как правило, не известны ни размер динамической настройки, ни его колебание, ни характер смещения центра группирования точностных параметров деталей вследствие действия систематических факторов, а также различного рода случайных возмущений.

В связи с этим можно констатировать, что наибольший эффект при использовании предлагаемой методики будет получен в случае относительно точного определения указанных выше параметров. Наиболее успешное решение этой задачи следует искать в использовании соответствующих систем автоматического управления различными этапами операции технологического процесса.

Во-первых, применение САУ точностью (точностными параметрами деталей) как за счет изменения размеров динамической, так и статической настроек позволяет стабилизировать точностные параметры в пределах каждой детали в партии с точностью $\omega_{тр}$, определяемой в основном качеством применяемой системы управления. Следовательно, в этом случае величина размера динамической настройки, а также возможное его колебание становятся вполне определенными, благодаря чему точно проводится расчет рабочих настроечных размеров, правильно осуществляется размерная настройка и поднастройка системы СПИД.

Во-вторых, применение САУ износом режущего инструмента позволяет в значительной степени стабилизировать стойкость режущего инструмента, а значит и правильно установить момент его замены, точно произвести расчеты по потребному его количеству.

В-третьих, применение САУ размерной настройкой, поднастройкой и перенастройкой системы СПИД дает возможность стабилизировать требуемый размер статической настройки путем компенсации различного рода погрешностей (как случайных, так и систематических), нарушающих установленный уровень настройки, с точностью, определяемой качеством применяемой системы управления.

Использование указанных систем управления позволяет не только точно определять соответствующие параметры процесса, но и в значительной степени сократить их. В частности, использование САУ точностью обработки приводит к сокращению поля рассеяния $\omega_т$, порождаемого в основном случайно действующими факторами, и, как следствие этого,— повышению эффективности обработки за счет расширения допуска на размерную настройку и поднастройку системы СПИД. Использование САУ уровнем размерной настройки позволяет стабилизировать во времени центр группирования получаемых точностных параметров деталей, а следовательно, повысить точность обработки, сократить трудоемкость настройки, поднастройки, практически отказаться от услуг наладчика технологического процесса.

Эффективность использования систем автоматического управления можно проиллюстрировать следующим примером. Так, при обработке деталей типа валов на гидрокопировальном полуавтомате 1722 без использования систем управления экономичная скорость резания, определяемая по формуле (6.167), равна 75 м/мин. В случае применения САУ размерной настройкой и поднастройкой экономичная скорость резания

$$v_э = \sqrt[u_v]{\frac{(a_{с.п} + a_р)\, h_{доп}}{(u_v - 1) K_{vh} \left[t_{см} (a_{с.п} + a_р) + B\right]}},$$

и тех же условиях составит 184 м/мин.

Автоматизация процесса кинематической настройки и перенастройки (автоматическая замена программоносителя, режущего инструмента) еще больше позволяет повысить эффективность процесса обработки; в этом случае экономичная скорость резания 218 м/мин. Соответственно уменьшаются значения периодов стойкости инструментов.

Таким образом, изложенная выше методика дает возможность назначить оптимальный режим обработки деталей для каждых конкретных производственных условий с учетом точности обработки, погрешностей, сопровождающих технологический процесс, оптимального допуска на размерную настройку и поднастройку и различного рода затрат. В дополнение к этому введение систем автоматического управления операцией технологического процесса способствует существенному увеличению его эффективности.

Любой технологический процесс состоит из отдельных операций. В связи с этим возникает вопрос: означает ли оптимизация

каждой отдельной операции технологического процесса оптимизации его в целом? Проведенные исследования дали возможность дать положительный ответ на этот вопрос: обработка на оптимальных режимах для каждой операции технологического процесса означает оптимизацию процесса в целом, несмотря на разницу в производительности отдельных операций.

В том случае, если рассчитанный оптимальный режим на отдельной операции не позволяет обеспечить производительность, равную требуемой, то следует произвести экономическое сравнение таких вариантов. Установить на данной операции режим по критерию максимально возможной производительности, при котором скорость резания определится из условия $\frac{\partial П}{\partial v_п} = 0$ по следующей формуле:

$$v_п = \sqrt[u_v]{\frac{h_{доп}}{(u_v - 1) K_{vh} \left[t_{см} + \frac{K_{н.п} \delta_{н.п}^{\beta t} h_{доп} \operatorname{tg} \alpha}{[\delta - (a + \omega_т + \delta_{н.п})] 10^3} \right]}};$$

здесь $П$ — производительность, характеризуемая количеством деталей, обработанных в единицу времени.

Когда обработка с применением критерия максимальной производительности не позволяет обеспечить заданный выпуск деталей за установленный промежуток времени, необходимо ввести дополнительное оборудование для лимитирующей операции, на котором будут осуществлять обработку по критерию минимальной себестоимости.

6.3. МЕТОДЫ И СРЕДСТВА ОПТИМИЗАЦИИ ОПЕРАЦИИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ПРОЦЕССА

Существенное повышение эффективности обработки деталей на металлорежущих станках, оптимизация операции технологического процесса достигаются благодаря автоматическому управлению процессом обработки. Здесь следует подчеркнуть, что введение САУ различными этапами операции позволяет не только повысить точность и производительность обработки, но и, что чрезвычайно важно, способствует переводу большинства случайных факторов в разряд систематических, заранее известных (определяемых точностью работы соответствующей САУ). Следовательно, задача оптимизации в основном сводится к детерминированному случаю, когда с учетом комплекса внутренних и внешних ограничений наиболее верно принимается необходимое решение. Получение важных технологических связей и зависимостей (например, стабилизация скорости износа инструмента при управлении) дало возможность разработать относительно несложные многомерные САУ для решения задачи оптимизации операции технологического процесса.

Управление точностными параметрами деталей может осуществляться применением САУ за счет изменения размера статической, а также динамической настройки. При первом способе в процессе обработки автоматически изменяется расстояние между базами станка, несущими обрабатываемую деталь, и режущим инструментом на величину погрешности $\Delta A_д$ размера динамической настройки с учетом знака путем, например, смещения режущего инструмента. В этом случае процесс обработки с точки зрения силового режима мало чем отличается от обычной обработки, так как параметры режима резания сохраняются постоянными. При втором способе управление точностью осуществляется посредством изменения одного или нескольких параметров режима резания (подачи, скорости, геометрии резания), а также жесткостью системы СПИД. Изменение параметров режима резания (и особенно подачи) способствует в определенной степени стабилизации силового режима. Весьма важным в этом случае является выявление функциональной связи между регулируемыми и регулирующими параметрами, например, между упругими перемещениями системы СПИД в направлении получаемого размера и подачей.

Так как экономичность процесса в значительной степени зависит от стойкости режущего инструмента, для оптимизации операции необходимо управлять скоростью его износа. Как показали проведенные исследования, такое управление может быть осуществлено за счет следующих регулирующих параметров: скорости резания, подачи, геометрии, резания, а также их комбинаций.

Так как возможности любой технологической системы в определенной степени ограничены (допускаемая мощность приводов, прочность отдельных ее элементов, виброустойчивость), что требуется иметь САУ, которая бы позволяла не только полнее использовать возможности системы СПИД, но и не допускать выхода за указанные ограничения.

Оптимизация операции технологического процесса предполагает и оптимизацию процесса размерной настройки, поднастройки, а для универсальных технологических систем и перенастройки системы СПИД. В этой связи должны быть использованы САУ указанными этапами операции. Нетрудно показать, что при решении задачи оптимизации операции путем одновременного применения САУ точностью, скоростью износа инструмента, размерной настройкой, поднастройкой и другими в распоряжении проектанта имеется довольно ограниченный круг регулирующих параметров. В этой связи для конкретных технологических систем существуют оптимальные варианты многомерных систем управления, применение которых способствует наибольшей эффективности процесса.

Проведенные исследования позволили наметить множество вариантов управления операций с целью ее оптимизации. Так, на этапе формообразования поверхностей деталей управление

точностью может осуществляться изменением размера статической настройки, управление скоростью износа инструмента — изменением скорости резания как в режиме кинематически связанных, так и раздельных приводов. При управлении точностью за счет изменения размера статической настройки управление скоростью износа может происходить путем изменения подачи.

В случае управления точностью за счет изменения размера динамической настройки посредством варьирования подачей управление скоростью износа инструмента может осуществляться изменением скорости резания. Управление точностью может происходить путем изменения геометрии резания, а скоростью износа режущего инструмента путем изменения скорости резания или подачи, а также подачи и скорости резания одновременно и т. д.

Проведенные аналогические и экспериментальные исследования позволили наметить и рекомендовать несколько вариантов многомерного управления процессом обработки с целью его оптимизации по соответствующему критерию. Так, при использовании многомерной системы управления, когда управление точностью осуществляется посредством изменения размера статической настройки, а скоростью износа режущего инструмента изменением подачи, имеет место существенное увеличение производительности при настройке системы по максимальным входным параметрам заготовок. Однако при этом варианте в относительно широком диапазоне изменяется подача на оборот изделия, что не всегда благоприятно сказывается на чистоте обработанной поверхности. Причиной изменения подачи в относительно большом диапазоне является сравнительно малое ее влияние (например, по сравнению со скоростью резания) на термо-э. д. с.

Весьма широко распространенным способом управления точностью обработки является способ управления упругими перемещениями посредством изменения подачи. Задачей такого управления является выдерживание следующего условия:

$$A'_{д} = \frac{P}{j} = \text{const},$$

где $A'_{д}$ — упругое перемещение технологической системы в направлении получаемого размера; при $j = \text{const}$

$$P = C_P t^{x_P} s^{y_P} = \text{const}.$$

При этом закон изменения регулирующего параметра (подачи) в зависимости от изменения входных параметров заготовок (например, припуска) записывается следующим образом:

$$s_2 = s_1 \sqrt[y_P]{\left(\frac{t_1}{t_2}\right)^{x_P}}.$$

Так как задачей управления точностью обработки является поддержание постоянства упругих перемещений системы СПИД

в направлении получаемого точностного параметра, то наиболее правильно при анализе вариантов использовать зависимость

$$A_д' = C_y t^{x_y s^{y_y}}.$$

Из условия управления скоростью износа режущего инструмента за счет изменения скорости резания закон изменения регулирующего параметра в зависимости от изменения входных параметров заготовок (припуска), а также подачи записывается следующим образом:

$$v_2 = v_1 \left(\frac{t_2}{t_1}\right)^{\frac{x_y y_\theta}{y_y z_\theta} - \frac{x_\theta}{z_\theta}},$$

где x_θ, y_θ, z_θ — показатели степени соответственно при t, s и v в формуле, связывающей параметры процесса резания и температур (или термо-э. д. с.).

Эффективность управления во многом зависит от упругой характеристики технологической системы. В этой связи были проведены исследования для различных технологических систем, для которых показатели x_y, y_y соответственно при t и s изменялись в широких диапазонах. Это дало возможность сделать следующие выводы.

Чем меньше отношение x_y/y_y (т. е. чем больше y_y при фиксированном x_y), тем выше средняя производительность обработки. В этом случае, когда $\frac{x_y}{y_y} = \frac{x_\theta}{y_\theta}$, что является вполне реальным, стабилизация заданного упругого перемещения системы СПИД и скорости износа режущего инструмента может быть достигнута одновременно только за счет САУ путем изменения подачи. Практически это означает, что эффективность процесса обработки за счет применения системы управления точностью посредством изменения подачи, а скоростью износа инструмента — посредством изменения скорости резания возрастает, если упругая характеристика технологической системы такова, что требуется сравнительно небольшое изменение подачи для стабилизации упругого перемещения при колебании входных параметров заготовок, например, припуска.

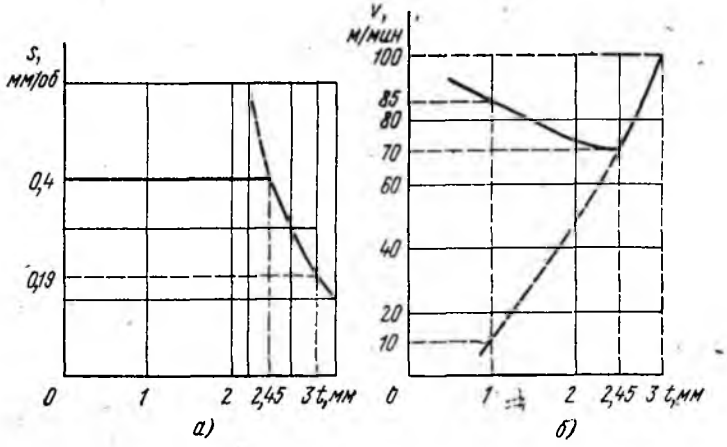
При использовании многомерной системы, когда управление точностью происходит посредством изменения размера статической настройки, а скоростью износа инструмента — посредством изменения скорости резания в режиме раздельных приводов главного движения и подачи, имеет место постоянная производительность процесса (по машинному времени). Некоторым преимуществом данного варианта следует считать более устойчивую работу САУ скоростью износа инструмента вследствие того, что для стабилизации термо-э. д. с. требуется несколько больший диапазон частот вращения привода главного движения по сравнению со случаем кинематически связанных приводов. Однако при

этом варианте удлиняется переходный процесс. Также его недостатком можно считать изменение шероховатости поверхности, так как при управлении скоростью привода главного движения минутная подача остается постоянной, а подача, наоборот, меняется.

Исследования показали, что одним из наиболее рациональных вариантов управления операцией технологического процесса является следующий. Управление точностью обработки осуществляется посредством изменения размера статической настройки, управление скоростью износа режущего инструмента — изменением скорости вращения привода главного движения; подача поддерживается максимально допустимой (например, исходя из требований обеспечения заданной шероховатости поверхности). При достижении некоторого ограничения (в частности, мощности привода главного движения) управление осуществляется по закону, при котором сохраняются требования по точности обработки деталей, а также скорости износа инструмента, причем автоматически устанавливается режим, параметры которого (подача, скорость) не позволяют выйти за установленное ограничение.

На рис. 6.9 графически представлен процесс управления, когда ограничением служит допускаемая мощность привода главного движения (для примера $N_{доп} = 2{,}2$ кВт). Оптимальная температура резания $\theta_o = 750°$ С. При изменении глубины резания до значения $t = 2{,}45$ мм мощность привода главного движения не доиспользуется, при этом подача на оборот детали поддерживается постоянной (максимально допустимой) $s = 0{,}4$ мм/об (рис. 6.9, *а*). По мере изменения глубины резания работает САУ размером статической настройки, стабилизирующая точность получаемых

Рис. 6.9. Характер изменения регулирующих параметров при наличии ограничения по мощности



размеров. Вместе с этим идет управление скоростью износа режущего инструмента за счет изменения скорости резания, которая меняется по закону (рис. 6.9, *б*):

$$v = \left(\frac{\theta}{314 s^{0,14} t^{0,04}}\right)^{4,35}; \quad v = \frac{15}{t^{0,18}}.$$

При глубине резания больше 2,45 мм мощность резания превышает значение $N_{доп} = 2{,}2$ кВт, в результате чего подача на оборот детали изменяется по закону (рис. 6.9, *а*)

$$s = \sqrt[0,23]{\frac{3{,}25 \cdot 10^{16} N}{t^{0,85} \theta^{3,7}}}; \quad s = \frac{11{,}2}{t^{3,7}},$$

а скорость резания (рис. 6.9, *б*)

$$v = \sqrt[0,38]{\frac{t^{0,786} \theta^{5,35}}{4{,}58 \cdot 10^{14} N}}; \quad v = 10{,}2 t^{2,08}.$$

При глубине резания меньше 2,45 мм восстанавливается прежний режим работы систем управления. На участке до $t = 2{,}45$ мм изменение регулирующих параметров подчиняется закону

$$s = \frac{7{,}25}{v^{1,78}}; \quad v = \frac{4{,}05}{s^{0,562}}.$$

Для сохранения постоянной подачи на оборот детали используется автоматическая система, связывающая приводы главного движения и подачи при работе на участке до $t = 2{,}45$ мм. При $t > 2{,}45$ мм приводы главного движения и подачи автоматически разъединяются.

Реализация различных вариантов многомерных систем автоматического управления для оптимизации операции технологического процесса была проведена на базе гидрокопировального полуавтомата, предназначенного для обработки деталей типа валов.

На рис. 6.10 представлена блок-схема вариантов многомерных систем управления. Для существенного сокращения поля рассеяния, порождаемого случайно действующими факторами, а также затуплением режущего инструмента, станок оснащен системой автоматического управления упругими перемещениями за счет изменения размера статической A_c, а также динамической $A_д$ настроек (на рис. 6.10 блок-схема показана штриховыми линиями). Информация от датчика *1*, встроенного в упругий резцедержатель, поступает в сравнивающее устройство *2*, где сравнивается с заданным значением приведенного упругого перемещения системы СПИД, устанавливаемым с помощью задатчика *3*. Затем разностный сигнал с учетом знака поступает через электронный усилитель *4* на исполнительный механизм *5* или *6*.

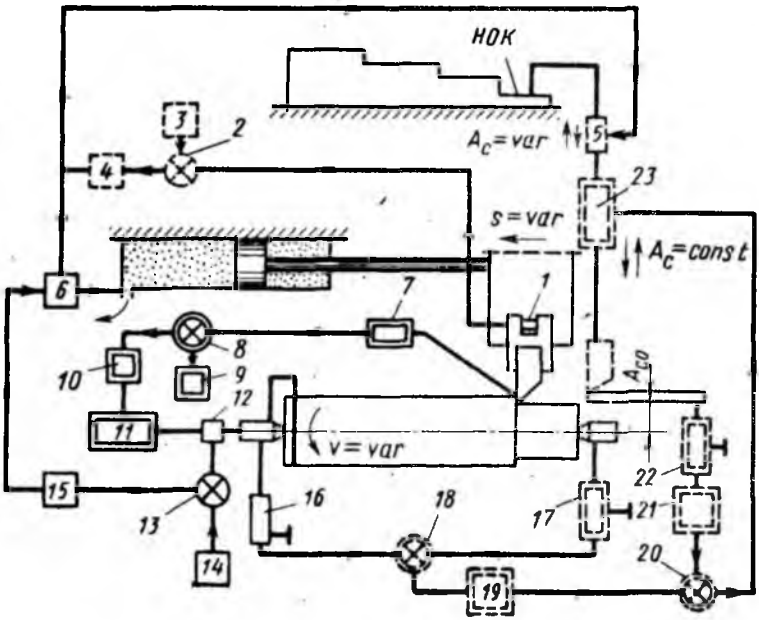


Рис. 6.10. Блок-схемы многомерных САУ

Как уже указывалось, в одних случаях наиболее целесообразно стабилизировать получаемый точностной параметр детали изменением размера статической настройки A_c; тогда регулятором служит исполнительный механизм *5*, осуществляющий через следящий гидрозолотник станка малые перемещения гидрокопировального суппорта с целью компенсации отклонений от заданного упругого перемещения системы СПИД. В других случаях оказывается наиболее рационально компенсировать упругие перемещения изменением одного или нескольких параметров режима резания, в частности, подачи. При этом используется исполнительный механизм, *6* изменяющий расход масла в цилиндре продольной подачи станка. Использование системы управления точностью позволяет заранее знать величину поля рассеяния $\omega_{тр}$, которая значительно меньше $\omega_т$ при обычной обработке, так как при этом точность стабилизации соответствующего точностного параметра в основном определяется точностью работы САУ. Как показали исследования [36], в большинстве случаев величина $\omega_{тр}$ составляет несколько микрометров (в пределах 10 мкм), что, как правило, в несколько раз меньше поля рассеяния, имеющего место при обычной обработке.

Для управления скоростью износа режущего инструмента станок оборудован САУ (на рис. 6.10 схема показана двойными сплошными линиями), стабилизирующей в процессе обработки

(или изменяющей по определенному закону согласно приведенному выше алгоритму) термо-э. д. с. независимо от причин, вызывающих отклонение от его предписанного значения. Информация поступает от естественной термопары *7* и в сравнивающем устройстве *8* сравнивается с заданным значением термо-э. д. с., определяемым задатчиком *9*. Разностный сигнал усиливается в усилителе *10*, после чего осуществляется воздействие на привод *11* главного движения (в частности, тиристорный). Управление за счет изменения скорости вращения шпинделя может осуществляться как в режиме связанных, так и раздельных приводов главного движения и подачи. В первом случае (когда необходимо поддержать максимально возможное значение подачи на оборот изделия) станок снабжен дополнительной системой управления, обеспечивающей эту связь. САУ по термо-э. д. с. позволяет наиболее полно использовать режущие свойства инструмента в зависимости от его качества.

Для наиболее полного использования технологических возможностей данной системы СПИД, а также для выполнения условий по соответствующим ограничениям (например, мощности привода главного движения) станок оборудован САУ, в данном случае, мощностью применяемого тиристорного привода (на прис. 6.10 блок-схема показана сплошными линиями). Информация поступает от датчика *12* мощности в сравнивающее устройство *13*, где происходит сравнение с заданным значением соответствующего регулируемого параметра, устанавливаемым задатчиком *14*. Результирующий сигнал усиливается в усилителе *15*, а затем через исполнительные механизмы *6* и *11* осуществляется воздействие на параметры режима резания, как это было показано выше.

С целью оптимизации процессов размерной настройки, подналадки и перенастройки станок снабжен САУ, блок-схема которой на рис. 6.10 показана двойными штриховыми линиями. Для постоянного восстановления требуемого размера A_{co} статической настройки в исходном положении датчики *16* и *17* фиксируют положение оси центров, датчик *22* фиксирует положение вершины резца, а вместе с этим гидрокопировального суппорта и программоносителя (копира). Копир снабжен нулевой отсчетной координатой (НОК), от которой, как от базы, устанавливаются соответствующие рабочие его размеры, а также определяется положение копира относительно базы (оси центров), несущей обрабатываемую деталь. Датчики *16* и *17* образуют измерительную цепь первого канала; в сравнивающем устройстве *18* происходит сравнение этих сигналов, причем суммарный сигнал пропорционален усредненному перемещению шейки шпинделя и центра задней бабки. Суммарный сигнал усиливается усилителем *19*, поступает в сравнивающее устройство *20*, куда также через усилитель *21* поступает сигнал от датчика *22*. Если появится погрешность в установленном с требуемой точностью размере A_{co} (вследствие износа

режущего инструмента, температурных деформаций и других причин), то со всех трех датчиков будет получен суммарный сигнал, знак которого зависит от того, увеличили или уменьшили величину $A_{со}$ возникшие погрешности. При их появлении включается исполнительный механизм *23*, заставляющий перемещаться гидрозолотник относительно гидрокопировального суппорта, а так как последний находится в режиме слежения, то произойдет стабилизация размера $A_{со}$. Обратная связь осуществляется через датчик *22*. САУ осуществляет слежение за положением базы (осью центров), несущей обрабатываемую деталь, и именно от нее устанавливается требуемая величина размера $A_{со}$. Данная система управления позволяет автоматически переходить с обработки одного типоразмера на другой, обеспечивая первую же деталь требуемого качества (см. гл. 5).

Глава 7

ВОПРОСЫ РАЗРАБОТКИ СИСТЕМЫ АДАПТИВНОГО УПРАВЛЕНИЯ

7.1. СИСТЕМЫ АДАПТИВНОГО УПРАВЛЕНИЯ. НЕКОТОРЫЕ ОБЩИЕ ВОПРОСЫ ОПИСАНИЯ И АНАЛИЗА ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ УПРАВЛЯЕМЫХ СИСТЕМ

Металлорежущий станок представляет собой не только комплекс элементов и устройств, рассматриваемый в чисто конструктивном аспекте, он являет собой и некоторую технологическую систему, в которой протекают сложные процессы, характеризуемые рядом физических величин, весомость которых определяется как видом и интенсивностью технологической обработки, так и конструктивными особенностями системы СПИД. Все величины, описывающие состояние системы, взаимосвязаны, причем количественные связи могут быть определены теми физическими закономерностями, какие действуют в реальной системе СПИД, обладающей конечной жесткостью элементов, определенными коэффициентами трения, некоторыми массами. Эти величины характеризуются так же условиями обработки.

Функциональные связи между физическими величинами, рассматриваемые для установившегося процесса, описываются, как правило, алгебраическими уравнениями статики или определяются статическими характеристиками. Однако в силу того, что процесс обработки нельзя рассматривать вне времени и без учета непрерывных изменений условий обработки, система СПИД должна быть оценена и характером протекания процессов во времени в условиях непрерывных изменений припуска на обработку, изменений физико-механических свойств материала детали, качества инструмента и прочих случайно действующих факторов, влияющих, в конечном счете, на качество и производительность.

Протекание процесса во времени, переход системы из одного состояния в другое называют динамикой процесса, причем для математического описания происходящих при этом явлений используются, как правило, интегродифференциальные уравнения. В ряде случаев при расчетах систем автоматического управления система СПИД, как некоторый динамический комплекс, может быть представлена так называемой передаточной функцией,

устанавливающей связь между входной и выходной координатами системы, записанными в операторной форме [36].

Очевидно, что полное описание системы СПИД, как объекта управления, да и всей системы автоматического управления возможно лишь при оценке их статики и динамики. В состав системы автоматического управления помимо собственно системы СПИД, являющейся объектом управления, входит ряд устройств, работающих подчас на самых различных принципах. Все эти устройства вместе с объектом управления образуют замкнутый контур, в котором происходит циркуляция информации: от объекта управления (система СПИД) к регулятору — несет информацию о состоянии объекта управления — и от регулятора к системе СПИД в виде команд, воздействующих на объект управления для поддержания процесса или контролируемого параметра на определенном уровне. Так как каждое устройство, входящее в систему автоматического управления, описывается присущими ему уравнениями статики и динамики, то описание всей САУ сводится к системе уравнений как статики, так и динамики.

В зависимости от характеристик устройств, входящих в САУ, ее поведение различно, что прежде всего выражается в величине и характере ошибок, присущих регуляторам. В соответствии с терминологией, принятой в теории автоматического регулирования, ошибки, проявляющиеся в установившемся режиме и определяемые нагрузкой, принято называть статическими, а ошибки, обусловленные переходным процессом,— динамическими.

Очевидно, что система СПИД сама по себе даже при отсутствии автоматического регулятора обладает некоторыми, присущими ей, статическими и динамическими ошибками.

Статическую ошибку системы СПИД можно оценить следующим образом. Если предположить, что система настроена на некоторый размер и положение режущей кромки инструмента определяется координатой A_c при отсутствии резания, то под действием сил резания этот настроечный размер изменится на некоторую величину Δy, а сам размер будет определяться координатой $A'_д$. Всякое изменение силы резания P приводит к соответствующему изменению силы упругости $P_{упр}$, обусловленной жесткостными характеристиками системы, и в статике $P_{упр} = P$. Поскольку силы упругости появляются лишь при наличии деформаций, то для системы, жесткость которой j, эти силы находятся как $P_{упр} = j\,\Delta A'_д$, а сила резания $P = f(t_р, s, HB\ldots)$, т. е. представляет собой некоторую функцию многих переменных. Так как возрастание глубины резания $t_р$ и твердости HB приводит к возрастанию P, то величина $\Delta A'_д = \frac{f(t_р, HB, s\ldots)}{j}$ оказывается тем большей, чем больше глубина резания $t_р$ (при прочих величинах, предполагаемых неизменными). При соответствующем выборе системы отсчета координаты $A'_д$ ее зависимость от $t_р$ может быть выражена графиком, представленным на рис. 7.1.

Величину статической ошибки при этом можно оценить как $\Delta A_c = \frac{A_c - A'_д}{A_c}$. Для сравнительной оценки различных систем СПИД, видимо, необходимо создать одинаковые условия, предположив, например, что обрабатываются одинаковые детали с некоторой нормированной глубиной резания $t_{р.\,ном}$. Тогда величина так называемого «естественного» статизма для любой из сопоставляемых систем $\Delta A_{c.\,ном} = \frac{A_c - A'_{д.\,ном}}{A_c}$. Эта величина тем меньше, чем более жесткой выполнена система, так как $\Delta A'_д$, определяемая разностью $A_c - A'_{д.\,ном}$, тем меньше, чем больше жесткость j. Если по оси ординат откладывается относительная величина $\frac{A'_д}{A_c}100\%$, то величина естественного статизма определяется отрезком ab, так как $\Delta A_c = \left(1 - \frac{A'_{д.\,ном}}{A_c}\right)100\%$.

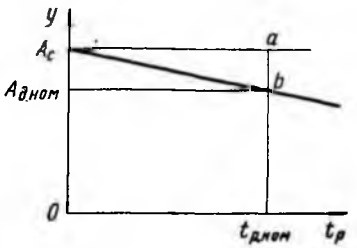
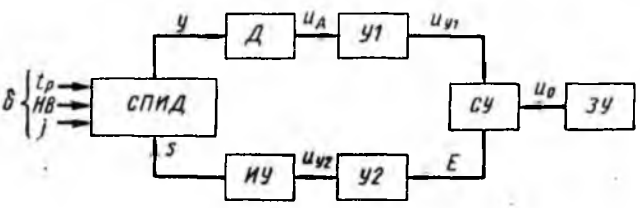


Рис. 7.1. Статическая характеристика объекта управления

При обработке на металлорежущих станках факторы, определяющие усилие, в частности припуск на обработку, а значит и глубина резания, могут приобретать самые различные значения, что приводит к изменению величины статической ошибки (или к изменению настроечного размера) и тем самым к появлению погрешности изготовления деталей. Эти погрешности могут быть значительно уменьшены, даже если САУ принципиально не свободна от статической ошибки, т. е. относится к классу статических САУ (в таких САУ эффект управления объектом осуществляется за счет отличной от нуля разности между заданным значением регулируемой величины и ее фактическим значением). В самом деле, пусть в представленной на рис. 7.2 одноконтурной системе, содержащей помимо объекта управления (система СПИД) первичный чувствительный элемент — датчик (*Д*), усилительные устройства (*У1* и *У2*), исполнительное устройство (*ИУ*), сравни-

Рис. 7.2. Блок-схема одноконтурной системы управления



вающее устройство (*СУ*) и задающее устройство (*ЗУ*), регулируемым параметром является упругое перемещение $A'_д$ или пропорциональная ему сила P, контролируемые с помощью датчика (*Д*). Сигнал от датчика упругих перемещений в виде электрического сигнала усиливается усилительным устройством, а затем сопоставляется в сравнивающем устройстве с некоторой опорной величиной, вырабатываемой задающим устройством, и на выходе сравнивающего устройства действует рассогласование, являющееся разностью между опорной величиной и величиной, пришедшей по тракту измерений (датчик — усилительное устройство); сигнал рассогласования усиливается в тракте управления и используется для привода в действие исполнительного устройства, которое изменяет режим объекта управления (система СПИД), так что в результате рассогласование стремится по абсолютной величине к минимально возможному. Опыт показывает, что в ряде случаев стабилизация $A'_д$ или P успешно осуществляется за счет соответствующего изменения подачи s. Так как зависимость $A'_д = f(s)$ в общем случае нелинейна, но показатель степени у s близок к единице, то с достаточной степенью приближения эту зависимость можно рассматривать в приращениях, что вполне допустимо еще и потому, что в результате работы системы автоматического управления упругое перемещение $A'_д$ меняется незначительно вблизи рабочей точки. Участок кривой $A'_д = f(s)$ около рабочей точки можно аппроксимировать прямой, являющейся касательной в данной точке $(A'_{д0}, s_0)$.

Уравнение прямой, проходящей через эту точку $A'_д - A'_{д0} = k(s - s_0)$, где $k = \frac{dA'_д}{ds}$ при $s = s_0$, $s - s_0 = \Delta s$ и $A'_д = A'_{д0} + \left(\frac{dA'_д}{ds}\right)\Delta s$ при $s = s_0$.

Тот же результат, впрочем, можно получить, если ограничиться двумя членами ряда, разложив функцию в ряд Тейлора относительно точки с координатами $(A'_{д0}, s_0)$:

$$A'_д(s) = A'_д(s_0) + \left(\frac{dA'_д}{ds}\right)_{s=s_0}\Delta s + \frac{1}{2}\left(\frac{dA'_д}{ds^2}\right)_{s=s_0}(\Delta s)^2 + \ldots \approx$$

$$\approx A'_д(s_0) + \left(\frac{dA'_д}{ds}\right)_{s=s_0}\Delta s.$$

Так как $A'_д(s_0) = A'_{д0}$, то $A'_д(s) = A'_д \approx A'_{д0} + \left(\frac{dA'_д}{ds}\right)_{s=s_0}\Delta s$.

Полагая, что отклонения перемещений из-за наличия САУ невелики, можно допустить, что жесткость системы СПИД практически не меняется, т. е. $j = \text{const}$. Тогда приращение усилия вызовет пропорциональное отклонение перемещения $\Delta A'_д$, а действующая при этом сила определится как $P = P_0 + j\,\Delta A'_д$.

Поскольку каждое устройство, являющееся составной частью системы автоматического управления, обладает присущей ему крутизной преобразования, то на выходе датчика действует, скажем, напряжение $u_Д = k_Д P$, на выходе измерительного усилителя ($У1$) — $u_{У1} = k_{У1} u_Д = k_{У1} k_Д P$, а на выходе сравнивающего устройства появляется сигнал рассогласования $E = u_0 - u_{У1} = u_0 - k_{У1} k_Д P$, где u_0 — опорная величина.

Полагая, что усилитель в тракте управления (У2) и исполнительное устройство линейны, будем считать изменение продольной подачи пропорциональным величине рассогласования; коэффициенты $k_{У2}$ и $k_{ИУ}$, определяющие передаточные свойства усилителя $У2$ и исполнительного устройства, по сути, определяют и преобразовательные свойства тракта управления. Так как приращение подачи $\Delta s = \dfrac{\Delta A'_Д}{\left(\dfrac{dA'_Д}{ds}\right)_{s=s_0}}$, то

$$\frac{\Delta A'_Д}{\left(\dfrac{dA'_Д}{ds}\right)_{s=s_0}} = k_{У2} k_{ИУ} (u_0 - k_{У1} k_Д P) = k_{У2} k_{ИУ} (u_0 - k_{У1} k_Д P_1 - k_{У1} k_Д j \Delta A'_Д).$$

В полученном выражении под P_1 понимается некоторое значение силы при наличии рассогласования. И далее

$$\frac{\Delta A'_Д}{\left(\dfrac{dA'_Д}{ds}\right)_{s=s_0}} = k_{У2} k_{ИУ} (u_0 - k_{У1} k_Д P_1) - k_{У2} k_{ИУ} k_{У1} k_Д j \Delta A'_Д.$$

Выражение $k_{У2} k_{ИУ} (u_0 - k_{У1} k_Д P_1) = \Delta s$ представляет собой **значение приращения продольной подачи**, определяемое задатчиком; эта подача установится, если только по тракту управления со стороны его входа действует принудительно заданное неизменное «рассогласование» $u_0 - k_{У1} k_Д P_1$, где $k_{У1} k_Д$, P_1 — приведенное ко входу системы значение параметра, одинаковое с u_0 природы. Действующий при этом натяг определит отжатие как:

$$\Delta A'_{Д1} = \left(\frac{dA'_Д}{ds}\right)_{s=s_0} k_{У2} k_{ИУ} (u_0 - k_{У1} k_Д P);$$

$$\Delta A'_Д = \left(\frac{dA'_Д}{ds}\right)_{s=s_0} \Delta s - \left(\frac{dA'_Д}{ds}\right)_{s=s_0} k_{У2} k_{ИУ} k_{У1} k_Д j \Delta A'_Д;$$

$$\Delta A'_Д + \left(\frac{dA'_Д}{ds}\right)_{s=s_0} k_{У2} k_{ИУ} k_{У1} k_Д j \Delta A'_Д = \Delta A'_{Д1};$$

$$\Delta A'_Д \left[1 + \left(\frac{dA'_Д}{ds}\right)_{s=s_0} k_{У2} k_{ИУ} k_{У1} k_Д j\right] = \Delta A'_{Д1}.$$

Величина $\left(\frac{dA'_{д}}{ds}\right)_{s=s_0} k_{у2}k_{Иу}k_{у1}k_{Д}j = k_0$ представляет собой коэффициент усиления системы в установившемся режиме [1], определяемый при последовательном соединении устройств системы как произведение передаточных коэффициентов всех входящих в систему устройств. Тогда из ранее полученного выражения следует, что

$$\Delta A'_{д} = \frac{\Delta A'_{1д}}{1 + k_0}.$$

Если положить, что натяг системы в рабочей точке при $P = P_0$ и $s = s_0$ соответствует $A'_{д0}$, то

$$\frac{\Delta A_{д}}{A'_{д0}} = \frac{\Delta A'_{д1}}{A'_{д0}} \frac{1}{1 + k_0}.$$

Это означает, что относительные перемещения при наличии САУ в $(1 + k_0)$ раз меньше, чем без системы при действии одних и тех же возмущающих факторов, например, при изменении глубины резания от $t'_{р}$ до $t''_{р}$. С определения нужного значения k_0 и следует начинать проектирование статической системы автоматического регулирования. Исходить, видимо, следует из допустимой величины статизма, который и определит точность отработки регулируемого параметра при ожидаемых возмущениях (изменения припуска, неоднородность структуры и др.). Коэффициент k_0 таким образом определяется как относительное уточнение поддержания заданного параметра неизменным:

$$k_0 = \frac{\Delta A'_{д1} - \Delta A'_{д}}{\Delta A'_{д}}.$$

После определения значения k_0 и выбора структурной схемы САУ обязательна проверка системы на устойчивость и качество переходного процесса. Особо следует иметь в виду, что в простейших одноконтурных системах значительные коэффициенты усиления могут привести к автоколебательному режиму.

В астатических САУ статизм равен нулю и неточность регулятора проявляется не в установившемся режиме, а во время переходного процесса, в динамике [2]. Динамическая ошибка, ее величина, характер изменения во времени может быть различной в зависимости от параметров системы автоматического регулирования. В общем случае аналитическая зависимость, определяющая вид

---

[1] **В теории** автоматического регулирования эту величину часто называют добротностью системы.

[2] **Динамические** ошибки в равной степени присущи как астатическим, так и статическим САУ.

динамической ошибки, может быть получена из следующих соображений.

Пусть САУ ходом технологического процесса состоит из некоторой системы СПИД, о состоянии регулируемого параметра которой можно судить с помощью датчика, обычно встраиваемого в систему СПИД (датчик может быть представлен вынесенным из системы СПИД по тем соображениям, что некоторый регулируемый параметр, обозначенный, например, как θ, не является выходной координатой САУ), усилительных устройств (сюда же относится, положим, и сравнивающее устройство) и исполнительного устройства. Между регулируемым параметром θ и некоторой выходной координатой САУ γ в установившемся режиме существует связь, аналитически выражающаяся как $\gamma = k_{\text{д}}\theta$, где $k_{\text{д}} = \frac{\partial\gamma}{\partial\theta}$ — крутизна преобразования датчика; для астатических систем $k_{\text{д}} = \frac{\Delta\gamma}{\Delta\theta}$ при $\theta = \theta_0$ и малых $\Delta\theta$. В общем случае передаточная функция датчика $w_{\text{д}}(p) = \frac{\bar{\gamma}}{\bar{\theta}}$, где p — оператор Лапласа, а $\bar{\gamma}$ и $\bar{\theta}$ — изображения функций, оригиналами которых являются соответственно $\gamma(t)$ и $\theta(t)$.

Для замкнутой системы передаточная функция выражена через передаточные функции отдельных устройств системы

$$W_{\text{з}}(p) = \frac{w_{\text{у}}(p)\,w_{\text{иу}}(p)\,w_{\text{спид}}(p)\,w_{\text{д}}(p)}{1 + w_{\text{у}}(p)\,w_{\text{иу}}(p)\,w_{\text{спид}}(p)\,w_{\text{д}}(p)},$$

а передаточная функция разомкнутой системы

$$W_{\text{р}}(p) = w_{\text{у}}(p)\,w_{\text{иу}}(p)\,w_{\text{спид}}(p)\,w_{\text{д}}(p).$$

Для рассматриваемой системы автоматического регулирования опорной величиной является координата γ_0, изображение которой по Лапласу $\bar{\gamma}_0$.

При действии на систему СПИД спорадического возмущения выходная координата изменится на величину $\Delta\gamma$, что для астатической системы явится величиной рассогласования системы, ее уходом от установившегося значения выходного параметра. Без каких-либо ошибок прирост выходной (она же измеренная) координаты может быть интерпретирован как соответственное уменьшение входной (она же опорная величина) координаты.

Тогда справедливо соотношение

$$\frac{\bar{\gamma} - \Delta\bar{\gamma}}{\bar{\gamma}} = W_{\text{з}}(p),$$

так как значение выходной координаты определяется как

$$\bar{\gamma} + \Delta\bar{\gamma} = \bar{\gamma}_1.$$

Поскольку для астатической системы $\bar{\gamma}_1 = \bar{\gamma}_0$, то новое значение выходной координаты определится и как

$$\bar{\gamma} = \bar{\gamma}_0 - \Delta\bar{\gamma}.$$

Таким образом, изображение ошибки

$$\bar{\Delta\gamma} = [1 - W_з(p)]\,\bar{\gamma}_0.$$

Это соотношение дает возможность судить о виде переходного процесса; характер ошибки, ее изменение во времени определится как

$$\Delta\gamma(t) = L^{-1}[1 - W_з(p)]\,\bar{\gamma}_0.$$

Если входная координата представляет собой единичную функцию

$$\gamma_0(t) = 0 \text{ при } t < 0$$

и

$$\gamma_0(t) = 1 \text{ при } t \geqslant 0,$$

то

$$\bar{\gamma}_0 = \int_0^\infty e^{-pt}\gamma_0(t)\,dt = \frac{1}{p},$$

а

$$\Delta\gamma(t) = L^{-1}\left[\frac{1}{p} - \frac{W_з(p)}{p}\right].$$

Полученное выражение для динамической ошибки $\Delta\gamma(t)$ выражено как обратное преобразование по Лапласу уравнения, где $W_з(p)$ представляет собой передаточную функцию замкнутой системы, нахождение которой по известной структурной схеме может быть легко осуществимо, что, однако, никак не говорит о легкости определения $\Delta\gamma(t)$. Появление ошибки $\Delta\gamma(t)$ является следствием действия на систему СПИД некоторого возмущения $\delta(t)$, например, изменения припуска, структурной неравномерности поверхностного слоя обрабатываемой детали, затупление резца и др. Вид ошибки $\Delta\gamma(t)$ обусловлен видом возмущения $\delta(t)$ и потому возможен пересчет ошибки в возмущение

$$\bar{\Delta\gamma} = \omega_д(p)\,\omega_{спид}(p)\,\bar{\delta},$$

где $\bar{\delta}$ — изображение функции $\delta(t)$.

Замкнутый контур САУ при определяемых условиях уподобляется консервативной системе, когда возникшие в системе колебания сводят на нет саму идею автоматической стабилизации упругих перемещений. В этом случае система переходит в автоколебательный режим, когда такой параметр, как, например подача, меняется во времени чаще всего по некоторому гармоническому закону — система становится неустойчивой. Конечно, такая

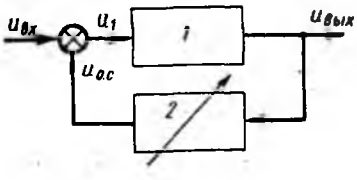
система лишь уподобляется консервативной, так как покрытие неизбежных диссипативных потерь в этом случае осуществляется за счет энергии источника питания (например, привода подачи и др.). Для устранения неустойчивости используют специальные методы коррекции систем, вводя дополнительные устройства, призванные стабилизировать системы. Эти устройства с вполне определенными характеристиками либо включаются последовательно с остальными элементами (последовательная коррекция), либо оказываются звеньями дополнительных контуров местной циркуляции информации, где наряду с прямым потоком информации имеются и тракты обратной связи (коррекция с помощью дополнительных обратных связей). Такие системы, оставаясь одномерными (САУ осуществляет управление по одному параметру), перестают быть одноконтурными. Хотя введение дополнительных контуров диктуется прежде всего соображениями изменения динамических свойств системы, их наличие может сказаться на статических характеристиках охватываемых устройств, что, конечно, следует учитывать при оценке статики системы в целом.

В ряде случаев введение дополнительных контуров позволяет, если это необходимо, получить нужные статические характеристики путем соответствующего подбора статических характеристик устройств, включаемых в тракт обратной связи, что может быть существенным при выполнении адаптивных систем или систем, работающих по определенной программе.

На рис. 7.3 представлен фрагмент САУ, где устройство *1* со статической характеристикой $u_{вых} = f_1(u_1)$ включено в основной тракт, а устройство *2*, включенное в тракт обратной связи, имеет статическую характеристику $u_{о.с} = f_2(u_{вых})$. С достаточной в ряде случаев степенью аппроксимации эти статические характеристики, в общем случае нелинейные, могут быть представлены некоторыми линейными зависимостями, у которых связь между координатами определяется передаточным коэффициентом. Впрочем, при рассмотрении статики, когда подразумевается некоторое неизменное во времени состояние, связь между входной и выходной координатами также может быть оценена через передаточный коэффициент; изменение координат в этом случае приводит лишь к изменению значения передаточного коэффициента. Таким образом, можно, например, выражение $u_{вых} = f_1(u_1)$ представить как $u_{вых} = k_1 u_1$, а выражение $u_{о.с} = f_2(u_{вых})$ как $u_{о.с} = k_2 u_{вых}$. В этом случае передаточный коэффициент рассматриваемой части САУ при отрицательной обратной связи определяется как

$$k_0 = \frac{k_1}{1 + k_1 k_2}.$$

Рис. 7.3. Фрагмент САУ с местной обратной связью



В тех случаях, когда передаточные коэффициенты k_1, k_2 и k_0 являются функциями некоторого аргумента x, подбором соответствующих характеристик k_1 и k_2 от x можно получить необходимый закон изменения k_0. Что касается подбора характеристик, то в этом случае многое определяется простотой реализации сооружения с заданной функциональной зависимостью соответствующего передаточного коэффициента k_i от аргумента x.

Так, при оснащении шлицешлифовального станка системой автоматического управления, когда контроль радиальной составляющей силы резания мог быть осуществлен по нагружению лишь заднего центра, а это нагружение меняется по линейному закону от координаты места приложения сил шлифования, отсчитываемой от переднего центра, управляемая отрицательная обратная связь позволила получить усилительное устройство, выходное напряжение которого не зависело от места приложения усилия шлифования и определялось только величиной радиальной составляющей силы резания.

В самом деле, если предположить, что входная координата усилителя, назовем ее как $u_{вх}$, линейно зависит от радиальной составляющей P_r и относительной координаты x места приложения силы ($0 \leqslant x \leqslant 1$), т. е. $u_{вх} = aP_rx$, где a — некоторый коэффициент пропорциональности, определяемый устройствами, включенными до рассматриваемого усилителя, а выходная $u_{вых} = bP_r$, то, очевидно, передаточный коэффициент k_0 рассматриваемой части САУ должен определяться как $k_0 = \frac{u_{вых}}{u_{вх}} = \frac{b}{a}\frac{1}{x}$. Поскольку a и b — величины постоянные, то для решения поставленной задачи необходим управляемый усилитель, коэффициент усиления которого менялся бы по гиперболическому закону от относительной координаты x.

Структура формулы $k_0 = \frac{k_1}{1 + k_1k_2}$ подсказывает возможность сравнительно простого решения поставленной задачи. Если положить, что k_1 от координаты x не зависит и при всех значениях коэффициента k_2, изменяющегося с изменением x, произведение $k_1k_2 \gg 1$, то $k_0 \approx \frac{1}{k_2}$. Это значит, что коэффициент обратной связи k_2 должен меняться по линейному закону:

$$k_2 = \frac{a}{b}x.$$

Получение такой зависимости достаточно просто. Для этой цели на выход усилителя следует включить линейный делитель, ползушка которого спарена со столом станка, а снимаемое с делителя напряжение использовать как сигнал обратной связи.

На рис. 7.4 представлены зависимости $u_{вых} = f(x)$ для двух значений коэффициента k_1: $k_1' = 200$ и $k_1'' = 500$ при линейно меняющемся коэффициенте обратной связи ($k_2 = 0, 1x$) и линейно

меняющемся входном сигнале ($u_{вх} = x$); координата x пробегает все значения от 0 до 1. Как видно, для случая, когда шлицевая часть вала составляет 60% от общей длины вала (на графике эта область находится при x в пределах 0,4—1), пересчет даже для $k_1' = 200$ можно считать вполне удовлетворительным, так как ошибка пересчета не превышает $\pm 3{,}5\%$, а при $k_1'' = 500$ эта ошибка около $\pm 1{,}5\%$. Рассмотренный случай является иллюстрацией возможного решения САУ, когда такой ее параметр, как коэффициент усиления, должен меняться по гиперболическому закону от координаты приложения усилия шлифования. Вполне возможны выполнения и других законов изменения статических параметров системы как в функции от линейных координат, так и от условий обработки с учетом входных данных заготовки, степени затупления инструмента и прочих факторов, когда по чисто технологическим или экономическим соображениям следует изменять параметры системы адаптивного управления.

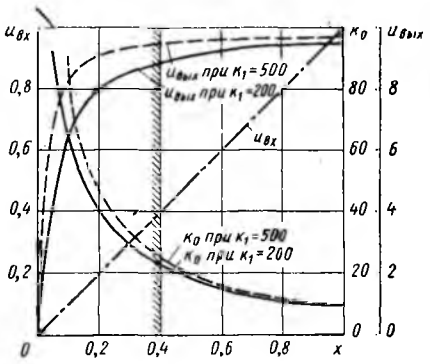


Рис. 7.4. Графики зависимости $u_{вых} = f(x)$

Вид результирующей статической характеристики для ряда устройств, входящих в САУ, определяется как статическими характеристиками этих устройств, так и характером их соединения. Это следует из того, что при последовательном соединении устройств входная координата, иными словами, физическая величина, действующая на входе устройства, для каждого последующего звена определяется статической характеристикой предыдущего и поэтому установление связи между выходной координатой некоторого n-го звена и входной координатой первого возможно путем оценки выходной координаты первого звена, являющейся входной для второго, оценки полученной при этом выходной координаты второго звена, действующей на входе третьего и т. д. Общий передаточный коэффициент для случая n последовательно соединенных звеньев (или устройств) определяется как

$$k_0 = \prod_{i=1}^{n} k_i.$$

При параллельном соединении устройств, когда на входе некоторого их числа действует одна общая для всех устройств координата, а выходные координаты алгебраически суммируются (природа выходных координат устройств одна и та же), общая выходная координата определяется суммой соответствующих ординат статических характеристик, полученных при действии

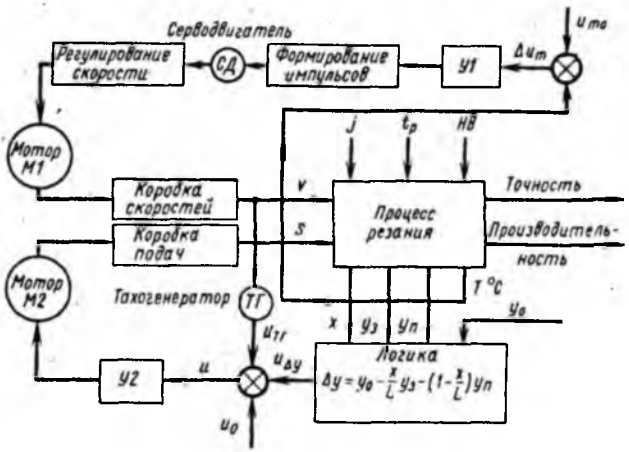


Рис. 7.5. Блок-схема САУ по температуре в зоне обработки и упругим перемещениям, возникающим в системе СПИД

некоторой входной величины. Ясно, что и в этом случае результирующая статическая характеристика определяется видом статических характеристик всех устройств. Что касается общего передаточного коэффициента для случая n параллельно соединенных устройств, то он может быть определен из соотношения

$$k_0 = \sum_{i=1}^{n} k_i.$$

В практике оснащения металлорежущих станков системами автоматического управления есть случаи, когда САУ выполняется многомерной, т. е. такой, когда объект характеризуется, по крайней мере, двумя управляемыми величинами, например, скоростью резания и подачей при токарной обработке, что регламентируется разными контролируемыми параметрами (температура режущей кромки и упругие отжатия) и где управление осуществляется с помощью раздельных исполнительных устройств. В этом случае САУ состоит из двух (или большего числа) контуров, замыкающихся через объект управления. Примером подобной системы может быть САУ, блок-схема которой представлена на рис. 7.5. Эта САУ призвана стабилизировать температуру в зоне обработки ($T°$), контроль которой в конкретной системе решен с помощью естественной термопары, составленной из резца и детали, и упругие перемещения передней и задней бабок ($y_п$, $y_з$) с учетом координаты зоны обработки (x), возникающие в системе СПИД под действием возмущающих факторов: переменной глубины резания, твердости заготовки, изменения жесткости. Стабилизация температуры позволила оптимизировать скорость износа инструмента, а управление

по контуру стабилизации упругих перемещений обеспечило повышение точности и производительности обработки.

При реализации многомерных систем необходимо выполнять их такими, чтобы регулируемые величины были бы, во-первых, независимы друг от друга, т. е. соблюдался принцип статической автономности, и, во-вторых, установившиеся значения величин были бы независимы от нагрузки, т. е. выполнялось бы условие статической инвариантности [46].

При проектировании систем автоматического управления процессом обработки на металлорежущих станках система СПИД, являющаяся объектом управления, может быть представлена как некоторый комплекс типовых динамических звеньев, соединенных по той или иной схеме. Такое представление системы СПИД облегчает расчет системы автоматического управления в целом при использовании метода гармонического анализа для определения запаса устойчивости, синтеза системы, оценки качества переходного процесса. Опыт показывает, что, даже несмотря на целый ряд допущений, сделанных при аналитическом определении динамики системы СПИД, существенного искажения картины протекания переходных процессов при резании не наблюдается.

В зависимости от выбора координат (имеются в виду входная и выходная физические величины) одна и та же технологическая система может быть представлена различным комплексом типовых динамических звеньев. Этот комплекс звеньев, их параметры в известной степени предопределяют структурную и принципиальную схемы системы автоматического управления, вид коррекции, параметры звеньев коррекции.

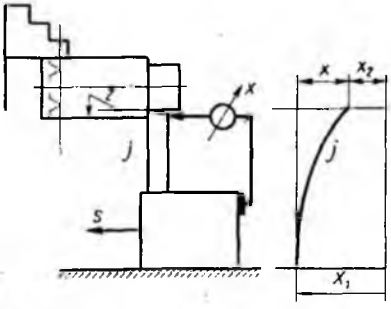
Процесс резания может быть представлен определенными дифференциальными уравнениями, описывающими движение системы, содержащей инерционные массы и характеризующейся некоторыми конечными жесткостями и конкретными коэффициентами вязкого (скоростного) трения. Наличие масс и нелинейностей усложняет рассмотрение протекания процесса, однако, как показывает опыт, в ряде случаев вполне возможно пренебрежение влиянием масс. При этом условии процесс, в основном, определяется упругими деформациями и вязким трением. Что касается нелинейностей, то при малых отклонениях система СПИД может быть линеаризована, если в ней нет существенных нелинейностей, например, зазоров, свободного хода и др. Поскольку в режиме автоматического управления, как правило, осуществляется стабилизация процесса и усилие резания поддерживается по возможности постоянным, то в системе СПИД неизбежен некоторый натяг, что в известной степени исключает существенные нелинейности и позволяет из-за малости отклонений рассматривать систему линеаризованной. При этих условиях качественная сторона процесса оказывается описанной достаточно верно; что касается количественной оценки, то здесь следует быть осторожным, так

как учет многих величин, определяющих количественные показатели, подчас затруднителен. Так, например, при токарной обработке качество заточки резца носит индивидуальный характер, да и сами режущие способности резца непрерывно меняются по мере затупления инструмента. В ряде случаев жесткость системы СПИД не остается постоянной при обработке как одной детали, так и партии деталей. Наконец, условия обработки могут быть различными из-за неодинаковости припуска на обработку, твердости заготовки и пр., что, безусловно, влияет на динамические параметры, в частности, на значение постоянных времени, присущих системе СПИД. Сказанное обязывает мириться с некоторыми неточностями аналитического метода определения этих параметров.

Исходной посылкой при описании динамики системы СПИД является то, что сумма всех сил, действующих в рассматриваемой локальной системе, должна быть равна нулю, т. е. $\sum P_i = 0$. В ряде случаев удобно рассматривать уравнение моментов, например, при управлении процессом по току двигателя привода главного движения, в случаях, когда необходим учет значительных моментов инерции, сравнительно малых крутильных жесткостей и пр. При рассмотрении баланса сил весьма наглядным может быть представление системы СПИД в виде некоторой совокупности упруго-деформированных консолей, стремящихся спрямиться по мере съема металла.

В качестве примера здесь рассмотрен случай токарной обработки в патроне жесткого валика, когда жесткость валика и передней бабки в направлении X значительно больше, чем жесткость резца. Что касается резцедержателя и станины, то положим, что они не деформируются, т. е. их жесткости оказываются на несколько порядков большими, чем жесткость резца. Пусть выбор входной и выходной координат сделан в соответствии со схемой, представленной на рис. 7.6, входной координатой, как видно, является припуск (эта координата обозначена как z), а выходной — упругие перемещения вершины резца относительно плоскости задней грани резцедержки (координата x). Из рассмотрения эквивалентной схемы следует, что для любого момента времени x является стрелой прогиба резца, рассматриваемого как консоль, жесткость которой j. Очевидно, что сила, обусловленная упругими свойствами собственно резца, $P_{упр} = jx$. За время t резцедержатель (место закрепления консоли) при постоянстве подачи s

Рис. 7.6. Система СПИД и эквивалентная ей система



переместится на величину $x_1 = st$, а путь, пройденный вершиной резца или ширина снятого пояска металла, определится как $x_2 = st - x$.

С некоторым приближением положим, что сила резания пропорциональна глубине резания, т. е. координате z и скорости перемещения вершины резца $\frac{dx_2}{dt}$, так как путь, пройденный вершиной, определяется координатой x_2. Таким образом, сила резания $P_{рез} = az\frac{dx_2}{dt} = az\frac{d}{dt}(st - x)$. Если пренебречь силами инерции, что в данном случае вполне возможно из-за малости приведенной к вершине резца массы и незначительности действующих ускорений, и считать $P_{инерц} = m\frac{d^2x_2}{dt^2} = 0$, то условие баланса сил записывается как $P_{упр} = P_{рез}$ или, что то же, как $jx = az\frac{d}{dt}(st - x) = azs - az\frac{dx}{dt}$.

Когда входная координата — единичная функция (такая конкретизация дает возможность определить переходную функцию, а тем самым и динамические свойства рассматриваемой системы), уравнение принимает вид $\frac{dx}{dt} + \frac{1}{T}x = s$, где $T = \frac{a}{j}$. Решением такого уравнения является функция

$$x = e^{-\frac{t}{T}}\left(sTe^{\frac{t}{T}} + C\right).$$

Постоянная C определяется из начальных условий (при $t = 0$ $x = 0$) как $C = -sT$. Переходная функция, таким образом, имеет следующее выражение: $x = sT\left(1 - e^{-\frac{t}{T}}\right)$. Такая переходная функция соответствует апериодическому звену с постоянной времени $T = \frac{a}{j}$ и «установившимся» значением выходной координаты, равным sT. Как видно, это значение является произведением продольной подачи s и постоянной времени T, обратно пропорциональной жесткости резца, что не противоречит физической сущности процесса резания: чем больше скорость продольной подачи и меньше жесткость, тем значительнее деформации при прочих равных условиях.

Для определения коэффициента a можно воспользоваться и эмпирическими зависимостями, рекомендуемыми теорией резания, полагая, правда, показатель степени при s равным 1. Что касается жесткости, то ее, как правило, сравнительно легко определить экспериментально. Аналитическое определение постоянной времени T и «установившегося» значения sT, проведенное для токарно-гидрокопировального станка 1722С при обработке валика из стали Ст.10 диаметром 50 мм и припуском на обработку, равным 6 мм, резцом с твердосплавной пластинкой из Т14К8, отли-

чалось от экспериментально полученных данных примерно на 10% [36].

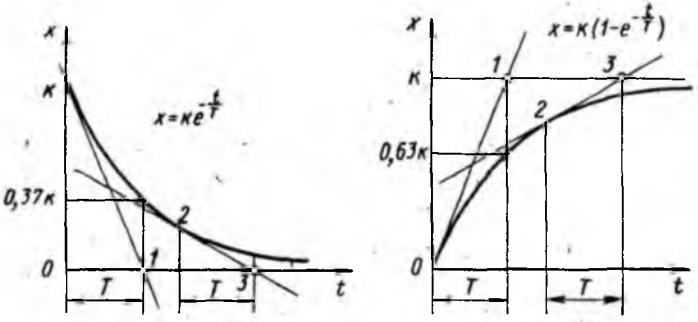
В тех случаях, когда имеется возможность снять осциллограммы переходных процессов и по ним определить динамические параметры и, в известной мере, структуру системы СПИД, можно воспользоваться определенными способами обработки осциллограмм.

Так, если полученная осцилограмма достаточно точно аппроксимируется экспонентой вида $x = ke^{-\frac{t}{T}}$ или $x = k\left(1 - e^{-\frac{t}{T}}\right)$, то для определения постоянной времени следует провести касательную к экспоненте в любой точке до пересечения с асимптотой экспоненты; в этом случае отрезок на оси абсцисс (ось времени), ограниченный абсциссой точки касания и абсциссой точки пересечения касательной с асимптотой, будет соответствовать в выбранном масштабе времени постоянной времени процесса (рис. 7.7). Можно рекомендовать производить необходимые построения для той части экспоненты, где крутизна имеет наибольшее значение, т. е. для точки, соответствующей началу отсчета времени (при $t = 0$). Кстати, этот способ может быть использован и для определения соответствия экспериментально полученной кривой переходного процесса экспоненте: если окажется, что для серии касательных полученные отрезки неодинаковы, то снятая кривая — не экспонента.

Постоянную времени в случае, когда процесс описывается экспонентой, можно также определить как те значения времени, при которых ордината экспоненты $x = ke^{-\frac{t}{T}}$ оказывается равной 37% от установившегося значения и 63% — для экспоненты вида $x = k\left(1 - e^{-\frac{t}{T}}\right)$.

При колебательном процессе, когда осциллограмма схожа с кривой, представленной на рис. 7.8, и исследуемое устройство

Рис. 7.7. Определение параметров k и T



(или система) может быть отнесено к колебательному звену, передаточная функция которого $W(p) = \frac{k}{T_1 p^2 + T_2 p + 1}$ определение постоянных T_1, T_2 и k сводится к следующей последовательности. Прежде всего прочерчивается асимптота, к которой стремится функция с возрастанием времени, она располагается на уровне, равном k.

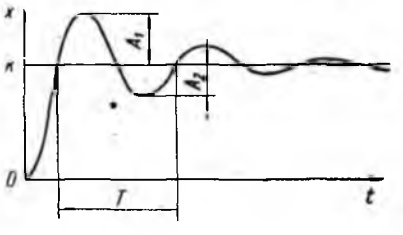


Рис. 7.8. Определение динамических параметров колебательного звена по осциллограмме переходного процесса

Затем путем измерений (предполагается, что масштабы величин, отмеряемых по осям, известны) определяются значения амплитуд, отстоящих друг от друга на один период, т. е. получают величины A_1, A_2 и T. Все последующие действия сводятся к вычислительным операциям. Из сопоставления амплитуд находится логарифмический декремент затухания $D = 2{,}3 \lg \frac{A_1}{A_2}$, по которому затем определяется параметр d, часто называемый затуханием процесса, $d = \frac{D}{\sqrt{4\pi^2 + D^2}}$. По полученному значению параметра d и графическим путем найденному периоду T находится постоянная $T_1 = \frac{T^2(1-d^2)}{4\pi^2}$. Для определения постоянной T_2 (по известным значениям T_1 и d) пользуются соотношением $T_2 = 2d\sqrt{T_1}$.

Приведенными способами далеко не исчерпываются способы обработки осциллограмм, но получаемые при этом результаты вполне удовлетворительны.

Этапы проектирования системы автоматического управления ходом технологического процесса обработки на металлорежущих станках. Проектирование систем автоматического управления процессом обработки на металлорежущих станках начинается с четкого определения тех задач, которые необходимо решить путем оснащения станка системой автоматического управления. В этом случае оговариваются степень уточнения, ожидаемое повышение производительности обработки, характер оптимизации процесса, срок окупаемости системы, технико-эксплуатационные показатели станка, оснащенного САУ, и ряд специфических требований, которые могут быть предъявлены к системе в целом.

Правильная и четкая постановка задачи позволяет сделать выбор способа управления с учетом реализуемости системы; одновременно решается вопрос и о допустимой величине ошибок, присущих системе автоматического управления. Круг вопросов, решаемых на этом этапе, охватывает критическую оценку возможности и целесообразности управления по размеру статической настройки A_c, размеру динамической настройки $A_д$, совокупного

управления по $A_с$ и $A_д$, необходимость встройки программирующего устройства и ограничительных устройств, если, например, оговаривается шероховатость поверхности, предельная мощность и др.

Выбор вида САУ определяется необходимым быстродействием системы и допустимыми ошибками управления. Так, если в соответствии с поставленной задачей, например, копирование припуска недопустимо, то использование статических систем нежелательно; в этом случае, правда, следует иметь в виду, что астатические системы с такими интегрирующими звеньями, как серводвигатели, как правило, не обладают высоким быстродействием; в ряде случаев может оказаться недопустимым использование и систем дискретного действия — релейных или импульсных. Выбор способа управления и вида САУ требует последующей оценки с точки зрения как простоты технической реализации системы, так и предполагаемых затрат.

Следующий этап проектирования сводится к необходимому изучению системы СПИД как объекта управления. На этом этапе не исключена постановка серии экспериментов с целью выяснения статических и динамических характеристик системы СПИД, а также и определения места встройки датчика, если предварительно выбран управляемый параметр. Исследование системы СПИД предусматривает и ее изучение с целью выбора управляющего параметра, а значит и выбора средства управления. Если трудно составить математическую модель аналитическим путем, а она необходима при последующих расчетах, то ее можно получить в результате соответствующей обработки полученных экспериментальных данных.

После получения необходимой информации об объекте управления следует определить значение коэффициента усиления системы, руководствуясь при этом как допустимой величиной статической ошибки (для статических САУ), так и необходимостью обеспечения должного функционирования исполнительного (управляющего) устройства. Затем, составив функциональную блок-схему системы и воспользовавшись уравнениями статики, описывающими устройства, входящие в САУ, проверить возможность получения необходимого коэффициента усиления системы. Если статика и динамика того или иного устройства неизвестны, а аналитическое описание затруднено, необходима постановка соответствующих экспериментов. Это последнее обстоятельство в основном относится к тем оригинальным устройствам, которые должны быть созданы для инженерного решения задачи по управлению процессом.

Знание динамических характеристик и значений динамических параметров (имеются в виду передаточные функции, передаточные коэффициенты и постоянные времени) устройств, входящих в состав САУ, позволяет составить структурную схему системы в целом: система автоматического управления представ-

ляется как комплекс динамических звеньев, соединенных в соответствии с функциональной схемой.

Для анализа структурной схемы, т. е. для определения запаса устойчивости и качества переходного процесса, можно, например, рекомендовать так называемый косвенный метод расчета по логарифмическим амплитудно-частотным характеристикам (ЛАЧХ) и логарифмическим фазо-частотным характеристикам (ЛФЧХ). Если же система содержит существенно нелинейные звенья, то необходим расчет с учетом нелинейностей.

Если система имеет малый запас устойчивости или он отрицателен или если качество переходного процесса неудовлетворительно, например велико перерегулирование или недостаточно быстродействие, то вводят дополнительные звенья для коррекции системы. Выбор схемы коррекции в известной степени определяется структурной схемой и теми требованиями, какие предъявляются к динамике системы. Следует, пожалуй, помнить, что способ последовательной коррекции, как правило, приводит к повышению частоты среза, т. е. к повышению быстродействия, но при наличии большого числа инерционных звеньев рекомендуется вводить дополнительные стабилизирующие обратные связи, что может привести к уменьшению частоты среза; в ряде случаев поэтому имеет смысл использовать комбинированный способ. При использовании дополнительных обратных связей рекомендуется схватывать ими возможно большее число инерционных звеньев, выбирая точки отвода и ввода обратных связей, сообразуясь с легкостью технической реализации схемы; что касается включения звеньев последовательной коррекции, то их рекомендуют включать в такие части системы, где уровень сигнала невелик.

По полученным динамическим характеристикам стабилизирующих звеньев подбирают типовые звенья, а затем производят их инженерную реализацию, т. е. выбирают схемы и рассчитывают их элементы. После технической реализации системы и ее экспериментального исследования производится некоторая коррекция расчетных данных, т. е. осуществляется настройка системы перед вводом ее в эксплуатацию. Описанная последовательность создания системы автоматического управления иллюстрирована схемой, представленной на рис. 7.9.

Не следует, однако, думать, что предложенная последовательность абсолютно обязательна — в ряде случаев возможны и отступления, но основная канва процесса создания САУ в предложенной последовательности, как показывает опыт, выдерживается при проектировании практически всех систем автоматического управления ходом технологического процесса обработки на металлорежущих станках.

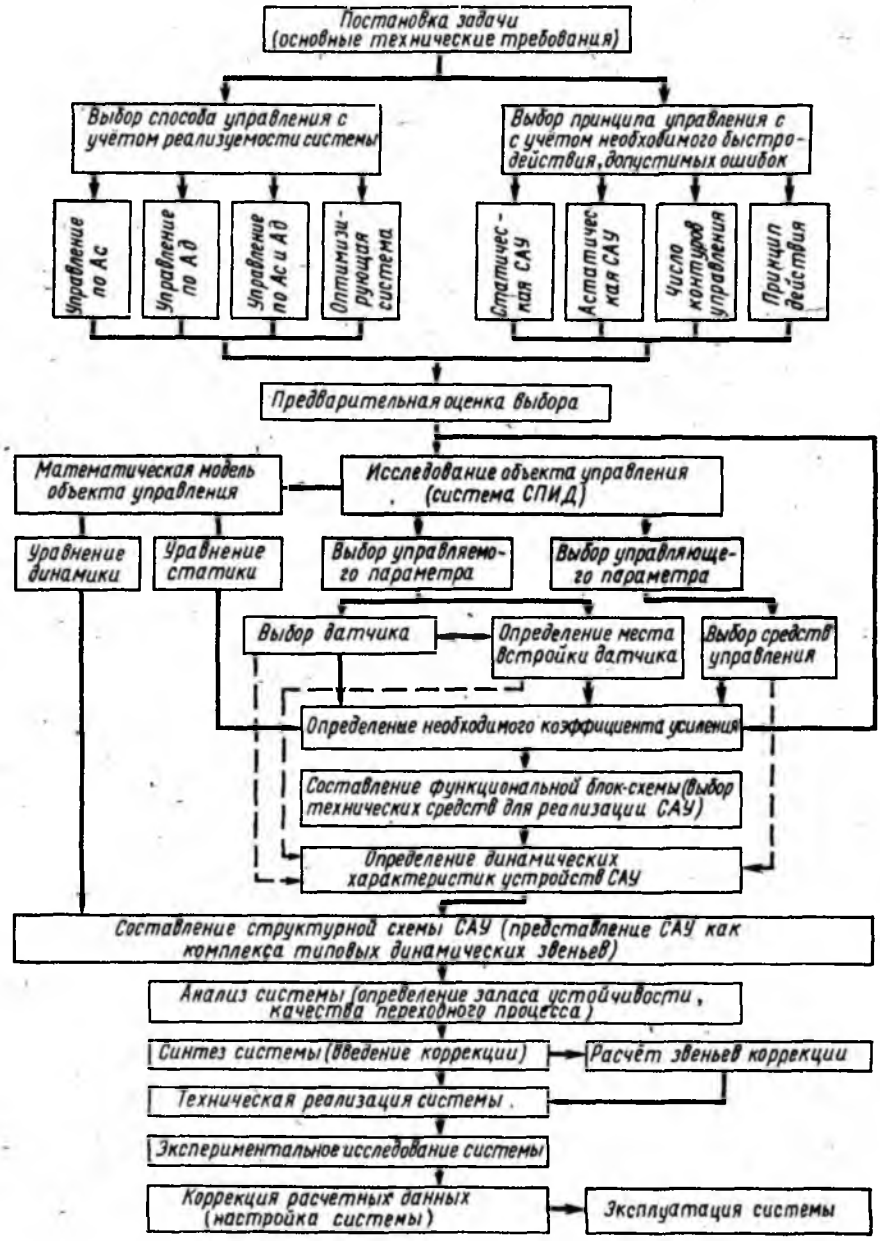


Рис. 7.9. Схема создания системы автоматического управления

7.2. СРЕДСТВА ИЗМЕРЕНИЯ ПОКАЗАТЕЛЕЙ ХОДА ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ПРОЦЕССА ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ

Выбор средств измерения упругих перемещений определяется такими показателями, как величина ожидаемых линейных перемещений, возникающих в процессе обработки в выбранном для встройки датчика месте, динамикой процесса, т. е. характером изменения упругих перемещений во времени и, наконец, конструктивными и эксплуатационными особенностями места встройки.

Для большинства датчиков, выпускаемых промышленностью и пригодных для эксплуатации в цеховых условиях, предельная погрешность определяется величиной, близкой к одному микрометру, а рабочий участок характеристики датчика не выходит за пределы нескольких десятых долей миллиметра.

Возникающие в системе СПИД под действием сил резания упругие перемещения, как показал опыт создания систем автоматического управления, при номинальных режимах резания определяются микрометрами и в ряде случаев сотыми долями миллиметра.

Однако при управлении процессом с целью его стабилизации приходится учитывать не номиналы перемещений, а их отклонения от номинала, что требует использования измерительных устройств, по крайней мере, на порядок более чувствительных, чем в случае, когда необходим контроль лишь номинальных значений. Если, таким образом, номинальные значения перемещений определяются сотыми долями миллиметра, то их поддержание с точностью до 5—10% вполне возможно путем непосредственного контроля перемещений с помощью существующих средств. В ряде случаев, когда жесткость узлов системы СПИД относительно велика, необходимо изыскать пути для контроля отклонений упругих перемещений от номинальных значений. При оснащении САУ шлицешлифовального станка, предназначенной для стабилизации радиальной составляющей усилия резания [35, 36], было принято решение об измерениях упругих перемещений заднего центра, измеренная жесткость которого оказалась равной примерно 19 800 Н/мм (~200 кгс/мм). Расчеты, а затем и эксперимент показали, что при полном использовании мощности привода шлифовального круга ($N_{ном} = 2{,}8$ кВт) даже при равномерном распределении припуска по профилю шлицевой канавки радиальная составляющая силы резания $P_r = 220{,}7$ Н (22,5 кгс). Это значит, что прогиб центра даже тогда, когда обрабатывается часть вала, находящаяся возле заднего центра, определяется как

$$y = \frac{P_r}{j} = \frac{220{,}7}{19\,800} = 1{,}1 \cdot 10^{-2} \text{ [мм]}.$$

По мере перемещения зоны обработки к переднему центру задний центр разгружается и при шлифовании средней части вала

его прогиб при постоянстве P_r оказывается равным лишь 5 мкм. Таким образом, для определения отклонений усилия в пределах $\Delta P_r = 0{,}1P_r$ необходимо «почувствовать» 0,5 мкм. Фактически, эта величина оказывается еще меньшей, так как длина шлицевой части вала составляет 0,6 от общей длины. Кроме того, не исключены случаи обработки, когда радиальная составляющая оказывается меньше ранее указанной величины.

Если же еще учесть ошибки собственно регулятора, проявляющиеся при астатической системе в виде лишь динамических ошибок, то окажется, что измерительная часть САУ должна позволять контролировать перемещения значительно меньшие, чем 0,5 мкм. В этом случае было принято решение о создании специального динамометрического узла, позволяющего линейно преобразовывать получающиеся перемещения центра в бо́льшие перемещения, действующие на входе датчика; передаточный коэффициент выполненного устройства обеспечивал трехкратное «увеличение» перемещений, что оказалось достаточным при соответствующем исполнении собственно датчика для измерения отклонений прогиба центра, определяемых десятыми долями микрометра. Следует заметить, что предложенная Е. И. Луцковым конструкция динамометрического узла[1] ни в коей мере не снижала эксплуатационных характеристик станка и, являясь по сути дела безынерционным звеном, не влияла на динамику системы автоматического управления. Сказанным подчеркивается тот факт, что в тех случаях, когда необходимо использование динамометрического узла, многое определяется правильно найденным конструктивным решением. При оценке возможности использования того или иного типа датчика в системе автоматического управления упругими перемещениями следует обратить внимание и на динамические характеристики датчика. Тут следует оговориться: как правило, датчики, используемые в системах автоматического управления ходом технологического процесса, по своим свойствам могут быть отнесены к безынерционным звеньям, так как время переходного процесса для них значительно меньше, а в ряде случаев практически равно нулю по сравнению с изменениями припуска, твердости и других возмущающих факторов во времени. Если же датчик работает на несущей частоте и информация о значении перемещения выглядит как модуляция по амплитуде, то выбор несущей частоты должен быть таким, чтобы не происходило заметных искажений информации.

Пояснить сказанное можно следующим образом. Известно, что возмущающий фактор можно представить в виде некоторого частотного спектра, где содержатся колебания различных частот. Очевидно, что при использовании датчика с линейной характеристикой амплитуда несущей частоты меняется в соответствии со спектром, описывающим изменение входной координаты, т. е.

[1] **Авторское свид.** № 141717; см. Бюллетень изобретений № 19 за 1961 г.

упругие перемещения. Предположим для простоты, что возмущение меняется по гармоническому закону с частотой Ω. Если положить, что несущая частота определяется как ω^*, то уравнение, описывающее выходную координату, выглядит как

$$u_{вых} = u_0 (1 + M \cos \Omega t) \cos \omega t,$$

где

$$M = \frac{u_{max} - u_{min}}{u_{max} + u_{min}},$$

а u_{max} и u_{min} — крайние значения амплитуды несущего колебания.

Известно, что такое колебание можно представить как сумму трех колебаний, совершаемых с частотами $\omega + \Omega$, ω и $\omega - \Omega$. Если Ω близко к ω, то появившаяся низкочастотная составляющая $\omega - \Omega$ может сильно исказить информацию. Для избежания заметного искажения можно рекомендовать соблюдение неравенства $\Omega_{max} \leqslant 0{,}1\omega$.

При измерении упругих перемещений, возникающих у вращающихся частей станка, например, деформаций шпинделя шлифовального круга под действием сил резания или отжатий патрона при токарной обработке, контактные измерения могут привести к быстрому износу контактирующих в процессе измерения поверхностей. В этом случае можно рекомендовать использование датчиков, работающих на бесконтактном принципе. Место встройки датчика, собственно, определяет его габариты. С этой точки зрения наиболее желательным является датчик с возможно меньшими габаритами и большой, по возможности, крутизной преобразования.

Принципиально в технологических САУ возможно использование датчиков линейных перемещений, работающих на любом принципе. Опыт создания САУ показывает, что для управления ходом технологического процесса путем управления упругими перемещениями вполне оправданным является использование датчиков, работающих на индуктивном принципе, тензорезисторных датчиков, генераторных, пневмоэлектрических датчиков и др.

Принцип действия индуктивных датчиков основан на изменении коэффициента самоиндукции катушки с сердечником из ферромагнитного материала с воздушным зазором при изменении зазора.

Без учета магнитного сопротивления сердечника коэффициент самоиндукции L связан с числом витков катушки ω, площадью полюсного наконечника S см^2 и зазором δ см следующим приблизительным соотношением:

$$L \approx \frac{\mu_0 \omega^2 S}{\delta}.$$

---

* Здесь для обозначения частот приняты символы, обычно используемые в теории автоматического регулирования, электро- и радиотехнике.

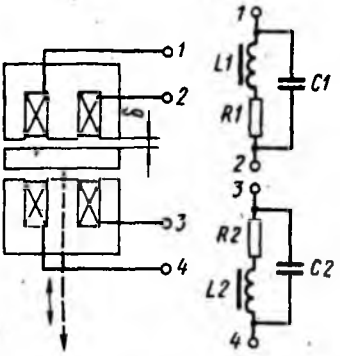


Рис. 7.10. Принцип действия индуктивного датчика и его эквивалентная схема

где $\mu_0 = 1{,}256 \cdot 10^{-6}$ — магнитная проницаемость вакуума, близкая по своему значению к магнитной проницаемости воздуха.

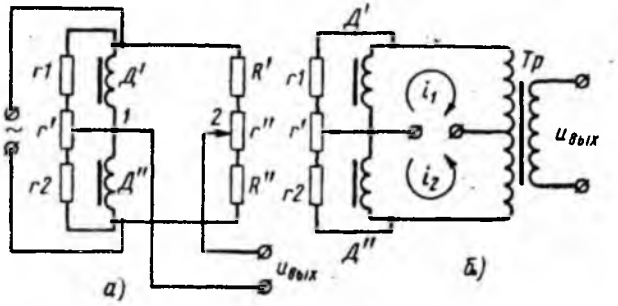
Из формулы следует, что связь между L и δ близка к гиперболической.

Для увеличения крутизны преобразования измерительного устройства часто используют дифференциальный датчик (рис. 7.10). Такой датчик состоит из двух катушек с незамкнутыми сердечниками, в пространстве между которыми перемещается якорь из ферромагнитного материала; якорь управляется измерительным штоком, перемещающимся поступательно в зависимости от измеряемой величины. При перемещении якоря вследствие изменения воздушных зазоров сердечников коэффициенты самоиндукции катушек меняются в разных направлениях.

Возможные варианты включения индуктивных датчиков представлены на рис. 7.11. На рис. 7.11, *а* катушки датчика D' и D'' так же, как и резисторы R' и R'', являются плечами моста переменного тока, а сопротивления r_1, r_2, r' и r'' служат для осуществления балансировки моста, о чем будет сказано далее. Так как при изменении зазоров катушек происходит изменение индуктивных сопротивлений плеч D' и D'', то степень разбалансировки моста, а значит и разность потенциалов на измерительной диагонали (точки *1* и *2*) будут тем больше, чем значительнее отличаются сопротивления плеч D' и D'' друг от друга при условии, что $R' = R''$ и $r'' \ll R'$.

На рис. 7.11, *б* датчик подключен к первичной обмотке трансформатора *Тр* со средней точкой. Если комплексные сопротивле-

Рис. 7.11. Возможные схемы включения индуктивных датчиков



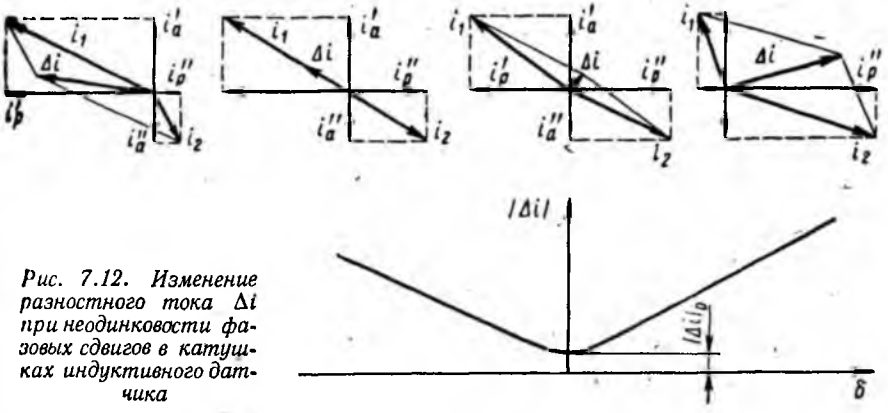


Рис. 7.12. Изменение разностного тока Δi при неодинковости фазовых сдвигов в катушках индуктивного датчика

ния контуров, по которым замыкаются токи i_1 и i_2, равны, то $i_1 = i_2$. Поскольку первичная обмотка выполнена симметричной, то ампер-витки, создаваемые каждой половиной обмотки, равны и так как результирующие ампер-витки $\Delta(iw) = \frac{i_1 w}{2} - \frac{i_2 w}{2} = 0$, выходное напряжение также равно нулю. При изменении комплексных сопротивлений за счет изменения коэффициентов самоиндукции катушек датчика токи i_1 и i_2 становятся отличными друг от друга и появившиеся разностные ампер-витки вызывают появление магнитного потока, а значит и э. д. с., действующей на вторичной стороне трансформатора.

При изготовлении датчиков неизбежна некоторая неидентичность электрических параметров катушек: различные значения активных сопротивлений, собственных емкостей. Это затрудняет балансировку схем включения датчиков. В самом деле, если предположить, что фазовые сдвиги катушек датчика, включенного, например, по схеме на рис. 7.11, *б*, различны на некоторой рабочей частоте ω, то ни при каких значениях модулей токов полная балансировка не может быть получена, что и поясняется векторной диаграммой, представленной на рис. 7.12. Таким образом, если не принять специальных мер, то на выходе измерительной схемы даже при равенстве модулей токов i_1 и i_2, представляющих собой векторные суммы соответствующих активных i_a и реактивных i_p токов, действует некоторый остаточный сигнал, что в ряде случаев нежелательно. Какими-либо перемещениями якоря свести этот сигнал к нулю на заданной рабочей частоте не удается, так как частота, на которой векторы токов противофазны, определяется через параметры датчика из соотношения

$$\omega_0 = \omega_0' \omega_0'' \sqrt{\frac{\tau_1 - \tau_2 + T_2 - T_1}{(\omega_0'')^2 \tau_1 - (\omega_0')^2 \tau_2}},$$

где

$$\omega_0' = \frac{1}{\sqrt{L_1 C_1}}; \quad \omega_0'' = \frac{1}{\sqrt{L_2 C_2}}; \quad \tau_1 = \frac{L_1}{R_1};$$

$$\tau_2 = \frac{L_2}{R_2}; \quad T_1 = R_1 C_1; \quad T_2 = R_2 C_2.$$

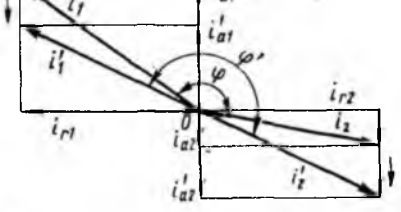
В общем случае частота ω_0 не равна рабочей частоте ω (при $f = 50$ Гц $\omega = 100\pi$), а подбор индивидуальных значений рабочей частоты в ряде случаев просто невозможен.

Подключением резисторов r_1, r_2 и r' можно, во-первых, добиться одинаковости фазовых сдвигов на рабочей частоте, а во-вторых, изменением модулей токов получить полную балансировку на рабочей частоте. Из рис. 7.13 следует, что даже если реактивные составляющие токов не синфазны, то подбором активных составляющих всегда можно обеспечить необходимые фазовые соотношения. Необходимо заметить, что остаточный сигнал даже при самой тщательной балансировке все же остается: он вызван не основной частотой, а гармоническими составляющими, практически неизбежными при наличии цепей с ферромагнитными материалами. Это объясняется тем, что составляющие токов i_1 и i_2, функционально связанные с частотой, и фазовые сдвиги для токов i_1 и i_2 на частотах, отличных от частоты ω_0, различны.

Выпускаемые промышленностью индуктивные датчики для контактных измерений (БВ-844 и ИП-1) входят в комплект устройств, предназначенных для решения некоторых конкретных задач. Так, БВ-844 является датчиком индуктивного самописца, а ИП-1 входит в комплект устройств БАР, служащих для целей управления ходом технологического процесса.

Бесконтактные датчики работают на том же принципе, что и контактные, разница заключается в том, что якорем в этом случае является элемент системы СПИД, зазор между рабочей поверхностью которого и катушкой определяет значение коэффициента самоиндукции. При бесконтактном методе измерений упругих перемещений их контроль осуществляется по некоторой поверхности, определяемой прежде всего соответствующими размерами катушки, что может привести к некоторым погрешностям, да и сами измерения оказываются зависимыми от магнитных свойств материала, пятнистости его структуры, так как коэффициент самоиндукции, строго говоря, зависит от магнитной проницаемости материалов сердечника и якоря. Некоторая компенсация влияния пятнистости структуры может быть осу-

Рис. 7.13. Влияние балансировочных сопротивлений на фазовый сдвиг



ществлена соответствующим изменением зазора, что производится за счет съема металла с поверхности элемента системы СПИД, перемещения которого используются для целей управления процессом.

Для уменьшения площади, по которой определяют некоторый эквивалентный зазор, сами датчики стремятся сделать возможно меньшими, что влечет за собой использование питающего напряжения повышенной частоты, определяемой килогерцами. При этом к генератору, питающему измерительную схему, предъявляются повышенные требования в смысле стабильности частоты и амплитуды во времени. При необходимости бесконтактный датчик может быть, например, выполнен на базе броневого сердечника Б-18 из феррита 1500НМ3, в котором уложено 400 витков провода ПЭВ-I диаметром 0,16 мм. Такой датчик включается в один из плечей схемы рис. 7.11, *б*, а в другое плечо включается компенсатор, выполненный аналогичным образом. Трансформатор выполняется из двух чашек Б-18 с намоточными данными: 2×50 витков ПЭВ-I диаметром 0,2 и 500 витков ПЭВ-I диаметром 0,16 мм. При работе на частоте около 5 кГц такая измерительная схема обеспечивала практически линейную зависимость $u_{\text{вых}} = f(\delta)$ при изменении δ от 0 до 0,3 мм.

В рассмотренных случаях, когда индуктивные датчики включаются в балансные схемы, о величине упругих перемещений судят по амплитуде выходного напряжения. Возможны измерения, когда изменение упругих перемещений приводит к частотным изменениям синусоидально меняющегося сигнала. В этом случае катушка индуктивности с изменяющимся коэффициентом самоиндукции или конденсатор, емкость которого изменяется с изменением перемещений, являются элементами колебательного контура некоторого, чаще всего, высокочастотного генератора.

Известно, что частота генерируемых колебаний определяется уравнением $\sum X_i = 0$. Иными словами, на частоте генерации сумма всех реактивных сопротивлений, образующих колебательный контур (с учетом монтажных и присущих усилительному элементу емкостей и индуктивностей), равна нулю:

$$\frac{1}{2\pi f_0 C_0} - 2\pi f_0 L_0 = 0.$$

Если при изменении упругих перемещений меняется, например, значение эквивалентного коэффициента самоиндукции L_0 (он определяется видом соединений элементов, имеющих индуктивный характер) за счет изменения коэффициента самоиндукции катушки $L_к$, то меняется и генерируемая частота, так как

$$f_0 = \frac{1}{2\pi\sqrt{L_0 C_0}}.$$

Если коэффициент самоиндукции L_0 получает некоторое приращение ΔL_0, то новое значение генерируемой частоты

$$f_0 = f_0 + \Delta f = \frac{1}{2\pi\sqrt{C_0(L_0 + \Delta L_0)}} \approx$$

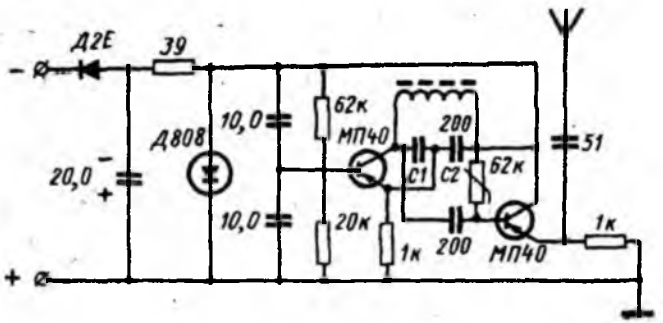
$$\approx \frac{1}{2\pi\sqrt{L_0 C_0}} - \frac{1}{2\pi\sqrt{L_0 C_0}} \cdot \frac{\Delta L_0}{2L_0}.$$

Девиация частоты при относительно малых изменениях коэффициента самоиндукции определяется, как $\Delta f \approx f_0 \frac{\Delta L_0}{2L_0}$, т. е. практически линейно связана с изменениями коэффициента самоиндукции.

Такой способ измерений, сводящийся к использованию принципов частотной модуляции, обладает существенными достоинствами. Так, при использовании радиоканала для передачи информации об упругих перемещениях, каких-либо искажений, обусловленных трансмиссионными свойствами канала передачи информации и проявляющихся лишь как амплитудная модуляция, в этом случае можно не опасаться. Что касается динамических свойств собственно датчика, то поскольку процесс изменения частоты безынерционен, а генерируемая частота лежит в спектре радиочастот, что означает возможность использования малогабаритных сооружений, они высоки: датчик по своим свойствам является безынерционным. Следует все же сделать оговорку: динамические свойства датчика в основном определяются теми его механическими элементами, которые определяют динамику передаточной системы «упругие перемещения — коэффициент самоиндукции».

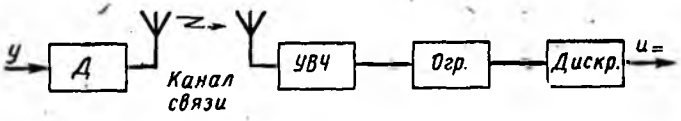
Схемное решение датчика для контроля упругих перемещений расточной оправки [1] представлено на рис. 7.14. Генератор реали-

Рис. 7.14. Схема генераторного датчика упругих перемещений



[1] **Авторское** свид. № 323194 «Динамометрическая расточная оправка». См. «Бюллетень изобретений» № 1 за 1972 г.

Рис. 7.15. Блок-схема передачи информации при использовании принципа частотной модуляции для измерения упругих перемещений



зован по схеме Колпитца с емкостным делителем на конденсаторах C_1 и C_2, обеспечивающих необходимые соотношения между коэффициентом усиления k и коэффициентом обратной связи β, а именно:

$$k\beta = 1.$$

При определении чувствительности датчика следует помнить о том, что генератор обладает некоторой нестабильностью частоты, являющейся следствием изменения температуры, питающего напряжения и других дестабилизирующих факторов. Обычно нестабильность подобных генераторов лежит в пределах 10^{-4}—10^{-5}. Для исключения возможных ошибок необходимо, чтобы минимальное контролируемое изменение упругих перемещений вызывало бы относительное изменение частоты $\frac{\Delta f}{f_0} \geqslant 2 \cdot 10^{-4}$*.

Ввиду малого потребления мощности схема вполне может питаться от автономного маломощного источника энергии, например, батареи «Крона», размещенной вместе с генератором. Съем информации может осуществляться либо через емкостный токосъем, либо путем излучения электромагнитной энергии с помощью антенного устройства; не исключен, конечно, и обычный контактный токосъем.

Что касается всего тракта передачи информации, то он может быть выполнен в соответствии с блок-схемой, представленной на рис. 7.15. Усилительное устройство (*УВЧ*) приемной части тракта служит для увеличения амплитуды принятых колебаний до величин, при которых даже самое малое значение сигнала по амплитуде (амплитудная модуляция не несет информации об упругих перемещениях, она является следствием изменения условий передачи информации в радиоканале, изменения напряжения источников питания и пр.) ограничивается в ограничителе, чем исключается ложная информация. В этом случае дискриминатор вырабатывает напряжение постоянного тока, зависящее лишь от частоты и независящее от амплитуды принятых сигналов. Усилительное устройство, ограничитель и дискриминатор могут быть выполнены по любым приемлемым схемам, используемым в системах с частотной модуляцией.

* Если применяются специальные методы параметрической стабилизации, то относительное изменение частоты может быть уменьшено.

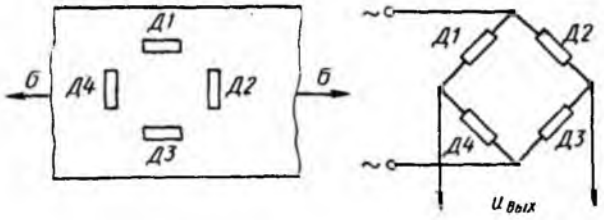
Для измерения упругих перемещений в системе СПИД в ряде случаев успешно используются и различные тензорезисторные датчики. Принцип действия проволочных датчиков основан на изменении под действием растяжения или сжатия электрического сопротивления металлического проводника, выполняемого, обычно, в виде петлеобразно укрепленной на бумажной основе проволоки из константана (для комнатных температур) диаметром 0,015—0,05 мм, такой датчик наклеивают на исследуемую конструкцию. Обычно для этой цели используют эпоксидный, карбинольный, ацетон-целлулоидный, кремненитроглифталевый клеи, а при работе в условиях повышенных температур — бакелитовый, бакелито-фенольный (до 200° С) или кремнеорганические (до 550° С) клеи.

Для металлических тензодатчиков коэффициент тензочувствительности — отношение относительного изменения сопротивления $\frac{\Delta R}{R}$ к относительной деформации $\frac{\Delta l}{l}$ проволоки — $k = \frac{\frac{\Delta R}{R}}{\frac{\Delta l}{l}}$ близок к 2, а у тензометрических датчиков, выполненных из полупроводниковых материалов, он доходит до 200.

Максимально допустимая относительная деформация проволочного датчика $\frac{\Delta l}{l} \leqslant 0{,}01$ $\left(\text{для фольговых датчиков } \frac{\Delta l}{l} \leqslant 0{,}02\right)$.

Хотя температурный коэффициент сопротивления константана ($\alpha_R = 5 \cdot 10^{-6}$) значительно меньше, чем для большинства металлов (для меди $\alpha_R = 4 \cdot 10^{-3}$) и сплавов, используемых в электротехнике (для нихрома Х20Н80 $\alpha_R = 1{,}5 \cdot 10^{-4}$, для фехраля Х13Ю4 $\alpha_R = 5 \cdot 10^{-5}$), для исключения влияния окружающей температуры датчики включают по мостовой схеме, плечами которой являются однотипные датчики, причем два датчика являются рабочими, а два других — компенсационными; все четыре датчика наклеивают на конструкцию по возможности в одном месте, как, например, показано на рис. 7.16. Обычно такой мост работает на переменном токе, чаще повышенной частоты (около 800 Гц) и является практически безынерционным измерителем.

Рис. 7.16. Наклейка и схема включения тензометрических датчиков



При использовании тензометрических датчиков для контроля упругих перемещений в системе СПИД чаще используют динамометрические устройства, так как величины растягивающих и сжимающих деформаций невелики. Это обстоятельство приводит к тому, что изменение длины датчика (ее иногда называют базой датчика) относительно мало, и сигнал, получаемый на измерительной диагонали мостовой схемы, измеряется микровольтами, что требует использования усилителей низкой частоты с малым уровнем собственных шумов и большим коэффициентом усиления.

Как указывалось, для измерения упругих перемещений в системе СПИД принципиально возможно использование различных датчиков линейных величин независимо от принципа действия.

В практике Московского станкоинструментального института использовали и датчик пневмоэлектрического типа. Однако его использование требует наличия стабилизированной пневмосистемы, что в ряде случаев осложняет САУ в целом, да и сам датчик не свободен от динамических ошибок. Его использование ограничено, но не исключено, особенно в тех случаях, когда необходим контроль упругих перемещений вращающихся частей станка, например, шпинделя шлифовального круга, так как пневмоэлектрический датчик позволяет производить бесконтактные измерения. Для получения непрерывной информации такой датчик может быть выполнен как гибрид собственно пневматического [10] датчика и индуктивного датчика.

Не исключено и использование механически управляемых электронных ламп — механотронов. Их высокая чувствительность позволяет измерять перемещения до 10^{-5} мм при использовании сравнительно простых усилительных устройств, но присущие механотронам недостатки (ограниченный срок службы, малая механическая прочность, сравнительно большие габариты) уменьшают возможности их использования для контроля упругих перемещений на металлорежущих станках.

Проделанный обзор показывает многообразие возможных решений при выборе средств измерения упругих перемещений в станках, оснащенных САУ. Но не следует думать, что эти решения исчерпываются лишь рассмотренными видами датчиков. В ряде случаев вполне возможно использование датчиков, работающих и на других принципах, если эти датчики отвечают тем требованиям, какие предъявляются при конкретном решении задачи по оснащению металлорежущего станка системой автоматического управления ходом технологического процесса.

7.3. ВЫБОР ИСТОЧНИКА ИНФОРМАЦИИ И МЕСТА ВСТРОЙКИ ИЗМЕРИТЕЛЬНОГО УСТРОЙСТВА ПРИ ПРОЕКТИРОВАНИИ САУ

Выбор источника информации, обеспечивающего заданную точность определения величины $A'_д$. Как уже отмечалось, в качестве источников информации о величине отклонения $A'_д$ могут быть

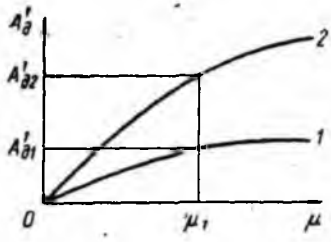


Рис. 7.17. Графики зависимости $A'_д = f(\mu)$

использованы отклонения упругих перемещений звеньев системы СПИД, силы резания или ее составляющих, крутящего момента, давления в цилиндре, мощности, тока и других физических величин, характеризующих процесс обработки. Главным условием успешного их использования является наличие надежной и стабильной зависимости между отклонениями контролируемой величины (обозначим ее μ) и размера $A'_д$, т. е. $A'_д = f(\mu)$.

Многочисленные исследования показывают, что, как правило, зависимость $A'_д = f(\mu)$ изменяется во времени и, если не учитывать ее изменение, то это приведет к погрешности измерения величины $A'_д$, а следовательно, и к погрешности обработки в условиях адаптивного управления. Проиллюстрируем изложенное на примере. На рис. 7.17 показаны два графика зависимостей $A'_д = f_1(\mu)$ — кривая *1* и $A'_д = f_2(\mu)$ — кривая *2*. Перед началом обработки в соответствии с зависимостью $A'_д = f_1(\mu)$ в САУ устанавливают значение μ_1, при котором должна быть обеспечена заданная величина $A'_д$. Во время обработки детали САУ поддерживает $\mu = \text{const}$. Если зависимость между $A'_д$ и μ изменилась во время обработки [например, приобрела вид $A'_д = f_2(\mu)$], то, несмотря на то, что САУ продолжает поддерживать $\mu_1 = \text{const}$, на детали появится погрешность, обусловленная отклонением ΔA_Δ замыкающего звена:

$$\Delta A_\Delta = A'_{д1} - A'_{д2},$$

так как то же значение μ_1 теперь соответствует значению $A'_{д2}$ (см. рис. 7.17).

Рассмотрим некоторые причины, вызывающие изменение зависимости $A'_д = f(\mu)$. Как правило, зависимость $A'_д = f(\mu)$ определяется на основе эксперимента. Для этого обрабатывают ряд деталей при различных условиях (меняют режимы обработки, материал заготовки, геометрию режущего инструмента и др.) и при этом фиксируют значения $A'_д$ и μ. На основе полученных данных устанавливается зависимость $A'_д = f(\mu)$. Поскольку на характер этой зависимости оказывает влияние большое число факторов, то все их учесть практически не представляется возможным, поэтому во время проведения эксперимента, как правило, во внимание принимают только те факторы, которые оказывают доминирующее влияние. К ним относятся припуск, подача, геометрия режущего инструмента, жесткость и некоторые другие. В связи с этим полученная по данным эксперимента зависимость $A'_д = f(\mu)$ является в определенной степени приближенной.

Изменения зависимости $A'_д = f(\mu)$ носят как систематический, так и случайный характер. Например, если в качестве источника информации выбрано упругое перемещение или сила резания, то зависимость $A'_д = f(\mu)$ у передней бабки в среднем сечении детали и задней бабки токарного станка будет различной из-за разной жесткости системы СПИД. Это подтверждается результатами исследований М. М. Тверского [36], проведенными на токарном станке 1К62. В результате обработки партии заготовок (рис. 7.18) из стали 45 с тремя идентичными парами цилиндрических поясков, из которых одна пара расположена у левого торца заготовки, другая пара поясков — у правого торца и третья пара — в середине заготовки, были найдены зависимости $A'_д = f(t, s)$.

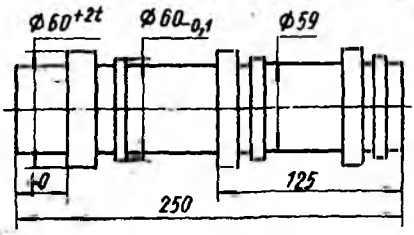


Рис. 7.18. Чертеж заготовки

На рис. 7.19 в двойных логарифмических координатах построены зависимости $A'_д = f_1(t)$ и $A'_д = f_2(s)$ для трех пар поясков. Для первой пары, расположенной у задней бабки, зависимость $A'_д = f_2(s)$ для подач, превышающих 0,3 мм/об, представляет собой практически прямую, тангенс угла наклона к оси lg s составляет 0,72. Зависимость $A'_д = f_1(t)$ до глубины 3 мм также достаточно точно может быть изображена прямой с тангенсом угла наклона 1,19. Зависимости $A'_д = f_2(s)$ для второй и третьей пар изображаются кривыми с тангенсом угла наклона касательной при $s = 3$ мм/об соответственно 0,65 и 0,535. Зависимость

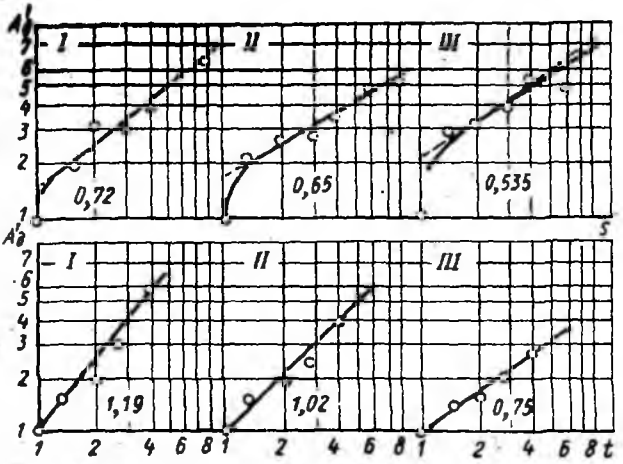


Рис. 7.19. Графики зависимости $A'_д = f_1(t)$ и $A'_д = f_2(s)$ в разных сечениях детали

$A'_д = f_1(t)$ для этих сечений приближенно выражается прямыми с тангенсом угла наклона соответственно 1,02 и 0,75. Чтобы выбираемая в качестве источника информаций физическая величина обеспечивала точную информацию о величине $A'_д$, функции $A'_д = C_r t^{x_r} s^{y_r}$ и $\mu = C_\mu t^x s^y$ должны быть зависимыми, т. е. одна из них могла бы быть представлена как функция другой. В данном случае должно быть обеспечено равенство

$$\frac{x}{x_r} = \frac{y}{y_r},$$

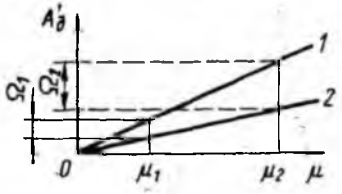
Оказалось, что для первой пары поясков $\frac{x}{y} = 1{,}65$, для второй пары $\frac{x}{y} = 1{,}57$ и для третьей пары поясков $\frac{x}{y} = 1{,}4$. Таким образом, зависимость $A'_д = f(\mu)$ систематически изменяется по длине детали.

Систематическое изменение зависимости $A'_д = f(\mu)$ учесть сравнительно просто путем введения в систему автоматического управления упругими перемещениями соответствующей корректирующей программы. Сложнее обстоит дело с учетом случайных отклонений этой зависимости. Причиной случайного изменения зависимости $A'_д = f(\mu)$ является изменение условий обработки, не учтенных при экспериментальном определении этой зависимости.

В результате систематического и случайного изменения зависимости $A'_д = f(\mu)$ ошибка Ω в определении отклонения размера динамической настройки может колебаться в зависимости от величины установки μ и как это показано на рис. 7.20; при μ_1 $\Omega_1 = A'_{д11} - A'_{д21}$, а при μ_2 $\Omega_2 = A'_{д12} - A'_{д22}$, где $\Omega_1 > \Omega_2$. Поэтому при выборе источника информации необходимо убедиться, что ошибка в определении отклонения размера динамической настройки будет в пределах допуска при всех возможных установках μ.

Для проверки изложенного было проведено экспериментальное сопоставление по точности получения информации о величине отклонения $\Delta A'_д$ посредством таких источников информации, как упругие перемещения детали у передней и задней бабок токарного станка, суппорта, отклонения вертикальной составляющей P_z силы резания и тока в цепи главного привода. Исследования проводились на универсальном токарно-винторезном станке 1А62. Для решения поставленной задачи требовалось обеспечить одновременную запись всех указанных величин во время обработки. Главная трудность в решении этого вопроса заключалась в разработке способа измерения относительного упругого пе-

Рис. 7.20. Влияние величины установки μ на точность измерения $A'_д$ при различных зависимостях $A'_д = f(\mu)$



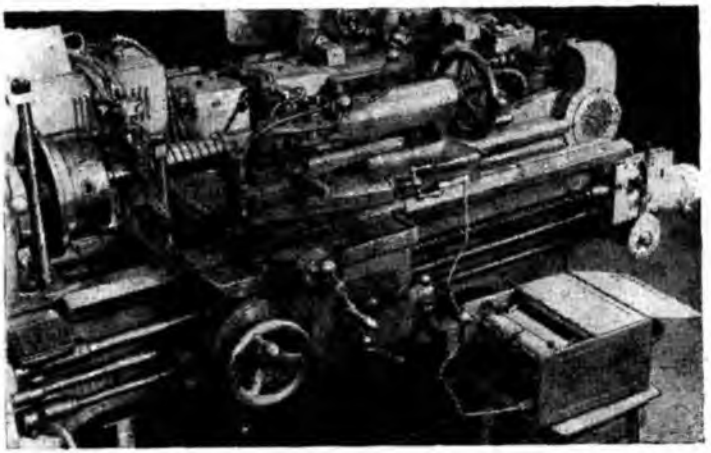


Рис. 7.21. Общий вид стенда

ремещения ($A_д^{'}$) технологической оси детали и вершины резца в процессе резания.

В предыдущих исследованиях, где определялось упругое перемещение, его измеряли после обработки детали как расстояние между участком поверхности детали, полученной «выхаживанием» с малыми режимами, и участком обработанной поверхности. Такой способ определения величины $A_д^{'}$, кроме того что вносит определенную ошибку в измерение, не позволяет измерять $A_д^{'}$ в момент его образования, т. е. одновременно с другими величинами, действующими во время резания. В связи с этим было решено измерять величину упругого перемещения $A_д^{'}$ через измерение смещения технологической оси обрабатываемой детали и вершины режущего инструмента относительно независимой системы отсчета и путем последующего вычисления значений $A_д^{'}$. Реализация независимой системы отсчета, устанавливаемой вне станка, вызвала определенные затруднения, в связи с чем в качестве системы отсчета была принята координатная система, связанная со станиной станка. Путем выбора соответствующего места расположения датчиков относительно зоны резания погрешность измерения, как показали эксперименты, вызванная собственными деформациями станины, не превышала 3 мкм при нагружении системы СПИД силой резания в 2500 Н (250 кгс). Выбор режимов резания при экспериментах определялся с учетом того, чтобы сила резания не превышала 2500 Н (250 кгс).

Для проведения экспериментального исследования на базе универсального токарно-винторезного станка 1А62 был создан стенд, общий вид которого представлен на рис. 7.21. Стенд имеет системы отсчета перемещений детали и резцедержателя, датчики, два шлейфовых осциллографа Н-700, тензоусилитель

ТУ-12М, усилитель переменного тока УЭУ-209, электрический самописец БВ-662 завода «Калибр», тахогенератор ЭТ-7 и динамометрическую резцедержку для измерения вертикальной составляющей P_Z силы резания.

Система отсчета (см. рис. 7.21) была выполнена в виде двух рам *1*, жестко закрепленных на станине станка, на каждой раме крепилось по паре датчиков для измерения перемещений контрольных шеек детали в вертикальном и горизонтальном направлениях. На раме, установленной у задней бабки, закрепляли еще два датчика для измерения перемещений линейки, установленной в резцедержателе.

Датчики использовались двух типов: тензометрические и индуктивные. В качестве индуктивных применялись индуктивные преобразователи БВ-884 завода «Калибр». Один использовался для измерений в динамометрическом резцедержателе, а другой — для измерений с электрическим самописцем.

Тензометрический датчик (рис. 7.22) содержит корпус *1*, упругий элемент *2* консольного типа и тензосопротивления *3*, наклеенные по паре на каждую из двух противоположных сторон упругого элемента. Эти сопротивления включались в мостовую схему. Параметры упругих элементов рассчитывались исходя из частоты собственных колебаний 2500—3000 Гц, что гарантировало запись перемещений с частотой колебаний 250—300 Гц.

Динамометрический резцедержатель (см. рис. 9 введения), предназначенный для измерения вертикальной составляющей P_Z силы резания, выполнен в виде резца *1* с твердосплавной пластинкой механического крепления, рычага *2*, приваренного к головке резца, хомутика *4*, закрепленного на резце, и индуктивного датчика *3* типа БВ-884, предназначенного для измерения перемещения конца рычага *2* относительно тела резца в направлении, параллельном действию силы P_Z.

На рис. 7.23 представлены схемы измерения напряжения, силы тока и скорости вращения ходового валика, контролируемой тахогенератором ЭТ-7.

В процессе экспериментов у заготовки из стали 45 обрабатывались предварительно подготовленные пояски ступенчатой формы, а также пояски с различной формой в поперечном сечении, как это показано на рис. 7.24. Во время обработки сигналы с тензодатчиков записывались первым осциллографом, вторым осциллографом записывались сигналы с индуктивного датчика, тахогенератора, а также величины силы тока, напряжения и сигнал с третьего тензодатчика, выполнявшего роль базового при обработке осциллографом. Перемещения оси обрабатываемой детали контролировались посредством измерения тензодатчиками перемещений двух контрольных шеек, расположенных по краям детали. Погрешность геометрической формы шеек в поперечном сечении не превышала 2 мкм. Для контроля измерения сигналов датчиков за один оборот детали на одной из контрольных шеек

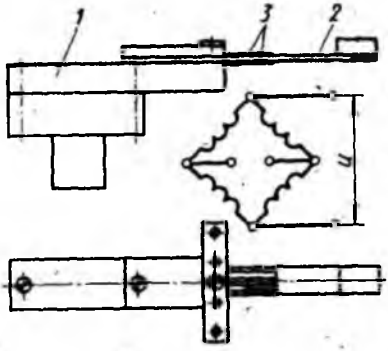


Рис. 7.22. Тензометрический датчик

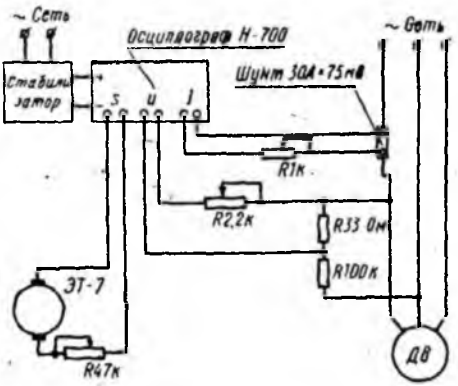


Рис. 7.23. Схема измерения напряжения силы тока, частоты вращения ходового валика станка

была нанесена риска, которая при записи на осциллограмму фиксировалась в виде «пика». При эксперименте заготовки обрабатывались резцами с $\gamma = 8°$, $\alpha = 10°$, $\varphi = 45°$ и $\varphi = 90°$, $r = 1 \div 1{,}5$ мм с режимами: $v = 70$ м/мин, с глубиной резания, которая изменялась от 0,5 мм до 4,5 мм (в зависимости от заготовки), и продольными подачами $s_1 = 0{,}15$ мм/об, $s_2 = 0{,}3$ мм/об, $s_3 = 0{,}5$ мм/об.

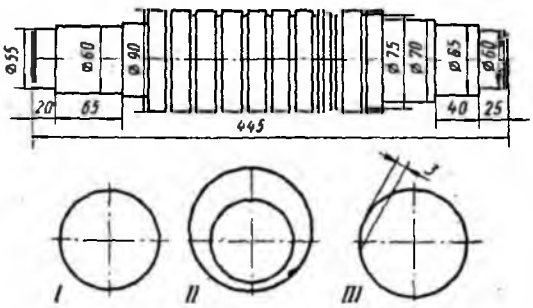
На основе обработки осциллограмм были установлены зависимости

$$A_д' = f_1(t, s); \quad y_{д2} = f_2(t, s); \; y_{д3} = f_3(t, s)$$

$$y_{д4} = f_4(t, s); \; y_{д5} = f_5(t, s); \quad P_Z = f_6(t, s); \quad I = f_7(t, s),$$

графики которых показаны на рис. 7.25. При помощи этих зависимостей были построены графики ошибки $\Delta A_д'$ при управлении величиной относительного упругого перемещения $A_д'$ в зависимости от источника информации.

Рис. 7.24. Чертеж заготовки



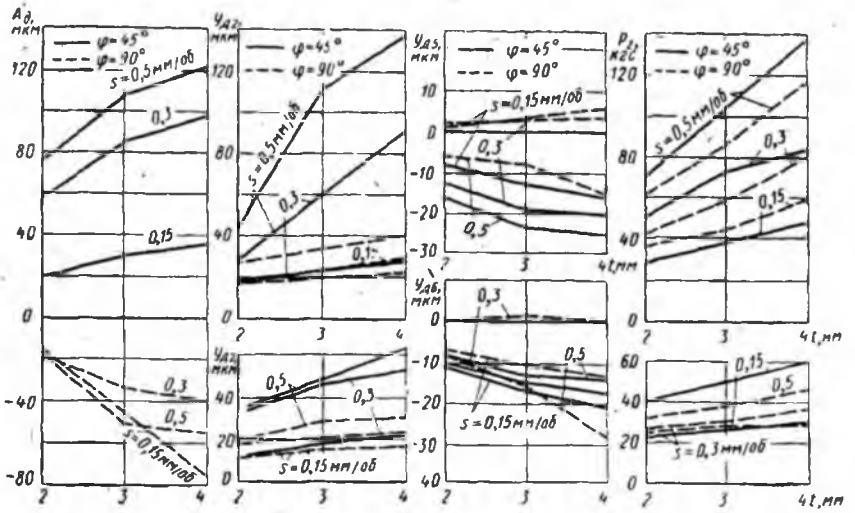
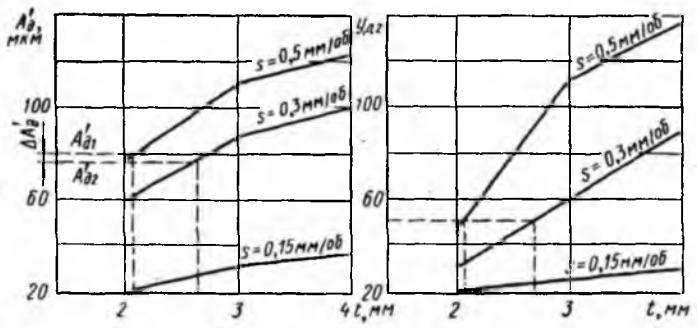


Рис. 7.25. Графики экспериментальных зависимостей упругих перемещений, P_Z и y от глубины резания и продольной подачи

Ошибка $\Delta A'_д$ определялась следующим образом, Допустим, что в качестве источника информации о $A'_д$ выбрано упругое перемещение $y_{д2}$. На рис. 7.26 представлены графики зависимостей $A'_д = f_1\ (t, s)$ и $y_{д2} = f_2\ (t,\ s)$. Система автоматического управления должна поддерживать заданную величину упругого перемещения $y_{д2}$, а следовательно, косвенно и $A'_д$. Пусть заданное значение $y_{д2}$ равно величине $y'_{д2} = 50$ мкм. Проведем на графике $y_{д2} = f_2\ (t,\ s)$ через точку $y_{д2} = 50$ мкм прямую, параллельную оси абсцисс. По точкам пересечения этой прямой с ломаными прямыми $s_3 = 0{,}5$ мм/об и $s_2 = 0{,}3$ мм/об найдем соответствующие им значения глубины резания. Из графика видно, что подаче

Рис. 7.26. Графики экспериментальных зависимостей $A'_д = f\ (t,\ s)$ и $y_{д2} = f\ (t,\ s)$



$s = 0{,}5$ мм/об соответствует $t = 2{,}05$ мм, а $s = 0{,}3$ мм/об соответствует $t = 2{,}625$ мм.

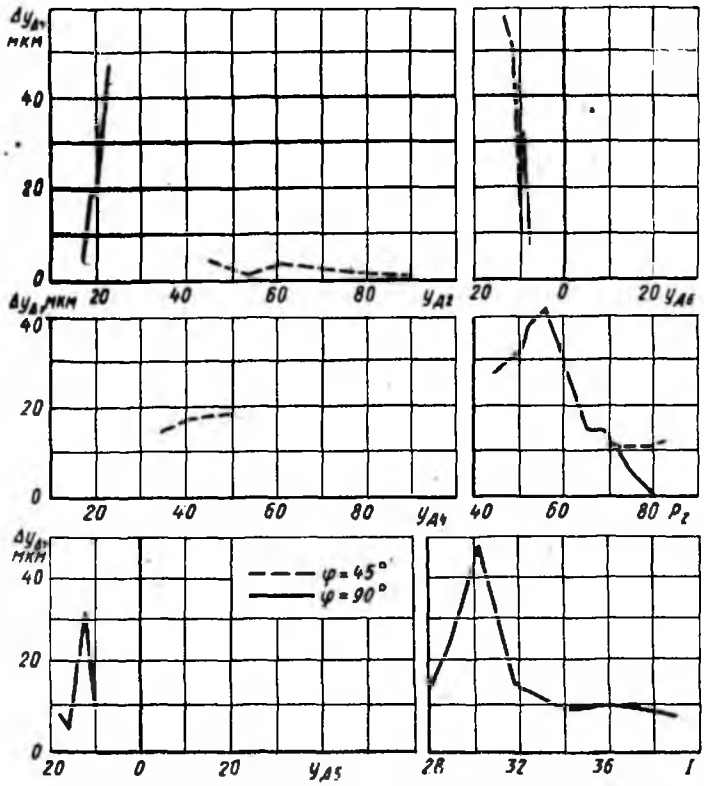
Таким образом, при управлении упругими перемещениями, если глубина резания изменится с 2,05 мм на 2,625 мм, то для обеспечения $y_{д2}' = \text{const}$ величину подачи надо изменить с 0,5 на 0,3 мм/об. Найдем такие же точки на графике $A_д' = f_1(t, s)$ и проведем через них прямые параллельно оси абсцисс до пересечения с осью ординат. В результате получим значения $A_{д1}'$ и $A_{д2}'$, разница между которыми и будет ошибкой:

$$\Delta A_д' = A_{д1}' - A_{д2}' = 78 - 74 = 4 \ [мкм].$$

Задаваясь разными значениями упругого перемещения $y_{д2}$ (меняя величину уставки), получаем зависимость $A_д' = f(y_{д2})$. Аналогично строились графики и для величин: $y_{д4}$; $y_{д5}$; $y_{д6}$; P_Z; I (рис. 7.27).

Анализ графиков ошибки показывает, что наивысшая точность поддержания заданной величины упругого перемещения $A_д'$ на

Рис. 7.27. Графики зависимостей $\Delta y_Δ$ от $y_{д2}$, $y_{д4}$, $y_{д5}$, $y_{д6}$, P_Z, I



замыкающем звене получается, если в качестве источника информации использовать показания второго датчика ($y_{д2}$ или измерение P_Z) при обработке резцом с $\varphi = 45°$. Результаты экспериментального исследования подтвердили, что: 1) на величину ошибки определения отклонения размера динамической настройки большое влияние оказывает выбор источника информации; 2) величина ошибки может измениться при одном и том же источнике информации в зависимости от величины уставки.

В связи с изложенным для объективного выбора той или иной физической величины в качестве источника информации необходимо знать ошибку определения $\Delta A_д$ на всем диапазоне изменения условий обработки и при всех возможных значениях уставки. Эта задача может быть решена аналитическим путем при наличии достаточных знаний о механизме образования погрешностей обработки или экспериментально по вышеприведенной методике, если знания о процессе образования погрешностей обработки окажутся недостаточными.

Выбор места встройки измерительного устройства. Большое значение на качество получаемой информации о величине $\Delta A_д$ оказывает расположение измерительного устройства в системе СПИД. При выборе места встройки измерительного устройства следует стремиться к выполнению следующих требований.

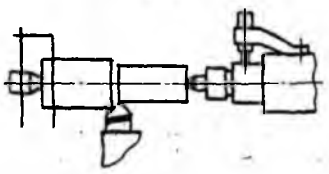
1. По возможности встраивать измерительное устройство максимально близко к месту возникновения размера динамической настройки (к зоне резания). Чем ближе измерительное устройство расположено к зоне резания, тем быстрее будет получена информация об отклонении $\Delta A_д$.

2. Место встройки должно быть таким, чтобы по возможности подавляющее большинство факторов, порождающих относительное упругое перемещение детали и инструмента, оказывали пропорциональное воздействие и на чувствительный элемент измерительного устройства.

3. Место встройки должно обеспечивать удобство обслуживания измерительного устройства.

Рассмотрим различные варианты встройки динамометрического узла в технологические системы. В качестве примера проанализируем три варианта места встройки динамометрического узла в систему СПИД для обработки валов в центрах: измерение упругих перемещений задней бабки ($y_з$), упругих перемещений передней бабки ($y_п$), упругих перемещений режущего инструмента.

Рис. 7.28. Динамометрический узел



Измерение упругих перемещений задней бабки ($y_з$). На рис. 7.28 показан динамометрический узел для измерения упругого перемещения пиноли задней бабки токарно-винторезного станка 1А616 относительно

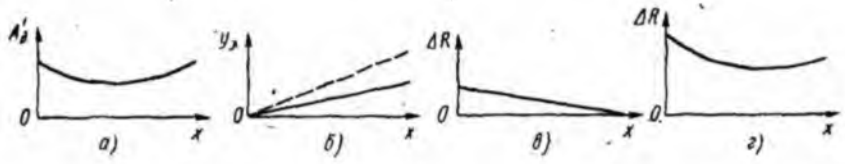


Рис. 7.29. Графики зависимостей $A'_д = f(x)$, $y_з = f(x)$, $\Delta R = f(x)$ при обработке жесткого валика

корпуса задней бабки. Измерение осуществляется посредством индуктивного датчика БВ-844, корпус которого закреплен на планке, привернутой к корпусу задней бабки.

При обработке детали в центрах по мере перемещения точки приложения силы резания вдоль оси детали изменение величины размера $A'_д$ будет подчиняться зависимости

$$A'_д = \frac{P_{э.р}}{j_р} + \left[\left(1 - \frac{x}{L}\right)^2 \frac{P_{э.п}}{j_{п.ср}} + \left(\frac{x}{L}\right)^2 \frac{P_{э.з}}{j_{з.ср}}\right] + \frac{P_{э.д}(L-x)^2 x^2}{2EJL}, \quad (7.1)$$

где $j_р$ — жесткость инструмента;

$j_{п.ср}$, $j_{з.ср}$ — средние жесткости соответственно передней и задней бабок;

L — длина детали;

$P_{эi}$ — эквивалентная сила, действующая на соответствующий узел;

x — координата положения резца по оси детали, измеряемая в направлении от передней бабки;

E — модуль упругости второго рода;

J — момент инерции.

Если допустить, что значения $j_{п.ср}$, $j_{з.ср}$, $P_{эi}$, E, J постоянны по величине, а жесткость детали велика, вследствие чего прогибом детали из-за его малости можно пренебречь, то изменение величины $A'_д$ по длине прохода будет описываться главным образом вторым слагаемым уравнения (7.1), заключенным в квадратные скобки. График изменения $A'_д$ при обработке жесткого вала и равенстве $j_{п.ср} = j_{з.ср}$ показан на рис. 7.29, *а*. В то же время величина $y_з$ по мере перемещения точки приложения силы резания будет изменяться в соответствии с зависимостью

$$y_з = \frac{x}{L}\frac{P_i}{j_з}, \quad (7.2)$$

где $j_з$ — жесткость звена «пиноль—корпус задней бабки»;

P_i — составляющие силы резания.

Согласно равенству (7.2), график изменения величины $y_з$ в зависимости от x будет представлять собой наклонную прямую (рис. 7.29, *б*). Как видим, графики изменения величины $y_з$ и $A'_д$

по мере перемещения инструмента вдоль детали будут разными, следовательно, и зависимость $A'_д = f(y_з)$ будет разной в каждом положении режущего инструмента по оси детали. Если не учитывать этого обстоятельства, то в результате поддержания $y_з = \text{const}$ на детали появится погрешность обработки, обусловленная изменением функции $A'_д = f(y_з)$. Действительно, в первоначальный момент, когда резец находится у задней бабки, величина $y_з$ будет иметь максимальное значение. По мере перемещения резца к передней бабке при $P = \text{const}$ упругое перемещение $A'_д$ будет изменяться в соответствии с уравнением (7.1), а $y_з$ — в соответствии с зависимостью (7.2), т. е. будет уменьшаться. Однако изменение величины $A'_д$ практически не будет сказываться на изменении величины $y_з$. Поэтому сигнал с индуктивного датчика, подаваемый на суммирующее устройство САУ, будет уменьшаться при $P = \text{const}$ только из-за изменения величины реакции, обусловленной изменением положения точки приложения силы резания. Тогда на выходе суммирующего устройства появится сигнал рассогласования, и исполнительный механизм САУ будет вносить поправку в размер динамической настройки, пропорциональную по величине отклонению $\Delta y_з$ и противоположную по знаку. В результате на детали появится погрешность формы в виде конусности, график которой показан на рис. 7.29, *в*. Суммируя эту погрешность с погрешностью формы, описываемую вторым слагаемым уравнения (7.1), получим суммарную погрешность геометрической формы в продольном сечении (см. рис. 7.29, *г*).

Выше был рассмотрен случай, когда упругое перемещение задней бабки контролировалось в направлении действия составляющей силы резания. Если измерить $y_з$ в направлении действия вертикальной составляющей силы резания, то конусность на детали, вызванная изменением величины $y_з$ из-за перемещения резца вдоль детали, может быть другой. Это зависит от способа внесения поправки в относительное положение обрабатываемой детали и режущих кромок инструмента.

Допустим, что поправка вносится путем изменения размера статической настройки. Поскольку, как правило, $P_Z > P_Y$, то и упругие перемещения пиноли задней бабки по оси Z, будут больше, чем по оси Y при условии равенства жесткостей в этих направлениях (см. рис. 7.29), график изменения $y_з$ от P_Z показан пунктиром. Следовательно, и величина рассогласования будет изменяться в большей степени.

Таким образом, меняя направление измерения упругого перемещения задней бабки, можно получать в условиях работы САУ различную по величине конусность. Это обстоятельство может быть использовано для сокращения погрешности геометрической формы в продольном сечении детали. Известно, что у большинства станков наблюдается неравенство $j_{п\ ср} > j_{з\ ср}$, в результате чего на детали появляется погрешность формы в виде конусности, причем вершина конуса располагается в направлении передней бабки.

Варьируя направление измерения $y_з$, можно подобрать такое направление, при котором конусности от неравенства жесткостей передней и задней бабок и из-за изменения величины $y_з$ окажутся одинаковыми по величине и противоположными по знаку. Если поправку вносить изменением величины продольной подачи, то выбор направления измерения величины $y_з$ практически не оказывает влияния на величину конусности. Объясняется это следующим. При измерении по оси $Z - Z$ упругое перемещение ($y_{зz}$), вызываемое силой P_Z, будет равно

$$y_{зz} = \frac{P_Z}{j_з} \frac{x}{L};$$

при измерении $y_з$ по оси Y упругое перемещение от силы P_Y

$$y_{зy} = \frac{P_Y}{j_з} \frac{x}{L}.$$

Пусть глубина резания изменилась с t_1 на t_2. Запишем величину $y_з$ при t_1 и t_2:

$$y_{зz_1} = \frac{C_{P_Z} t_1 s^{y_Z}}{j_{зz}} \quad \text{и} \quad y_{зz_2} = \frac{C_{P_Z} t_2 s^{y_Z}}{j_{зz}};$$

$$y_{зy_1} = \frac{C_{P_Y} t_1 s^{y_y}}{j_{зy}} \quad \text{и} \quad y_{зy_2} = \frac{C_{P_Y} t_2 s^{y_Y}}{j_{зy}},$$

где $y_{зz_i}$ — упругое перемещение задней бабки в направлении оси Z при разных глубинах резания;

$y_{зy_i}$ — упругое перемещение задней бабки в направлении оси Y при разных глубинах резания;

$j_{зz}$ и $j_{зy}$ — жесткость задней бабки соответственно по осям Z и Y.

В результате изменения глубины резания с t_1 на t_2, где $t_1 > t_2$, получим отклонение упругих перемещений задней бабки, которые могут быть подсчитаны из равенства

$$\Delta y_{зz} = \frac{(t_1 - t_2) C_{P_Z} s^{y_Z}}{j_{зz}};$$

$$\Delta y_{зy} = \frac{(t_1 - t_2) C_{P_Y} s^{y_Y}}{j_{зy}},$$

так как $C_{PZ} > C_{PY}$, то, приняв степенные показатели при s одинаковыми, получим, что $\Delta y_{зz} > \Delta y_{зy}$.

Теперь найдем требуемое приращение величины продольной подачи (Δs), необходимое для устранения отклонения упругого перемещения задней бабки, вызванного изменением глубины резания. Величина Δs находится как разница первоначального значения подачи (s_1) при t_1 и величины подачи (s_2) при глубине резания t_2. Найдем такое s_2, при котором $\Delta y_{зz} = 0$:

$$s_2^{y_Z} = \frac{y_{зz_1}}{(t_1 - t_2) C_{P_Z}} j_{зz} = \frac{t_1 C_{P_Z} j_{зz}}{(t_1 - t_2) C_{P_Z} j_{зz}} = \frac{t_1}{t_1 - t_2}.$$

Найдем s_2, при котором $\Delta y_{зу} = 0$:

$$s_2^{*y} = \frac{y_{зу_1}}{(t_1 - t_2) C_{PY}} j_{зу} = \frac{t_1 C_{PY} j_{зу}}{(t_1 - t_2) C_{PY} j_{зу}} = \frac{t_1}{t_1 - t_2}.$$

Если приняты степенные показатели при s одинаковыми, то изменение подачи, необходимое для устранения $\Delta y_{зz}$ и $\Delta y_{зу}$, в обоих случаях будет одинаковым.

Отсюда следует, что при небольшой разнице показателей степени при s внесении поправки путем изменения величины s изменение направления измерения упругого перемещения задней бабки практически не скажется на погрешности обработки.

Чтобы сократить погрешность обработки, вносимую САУ из-за изменения величины реакции силы резания, обусловленной изменением положения точки приложения силы резания, в САУ предусматривают блок коррекции сигнала датчика. В качестве такого блока в системе управления может быть использовано программное устройство, тогда указанная погрешность устраняется путем внесения соответствующей поправки в программу. В тех случаях, когда длина обрабатываемых деталей меняется, необходимо изменять и поправку в программе, что не всегда удобно. Поэтому в таких случаях целесообразнее в САУ предусматривать специальный блок коррекции, как это сделано, например, в САУ к шлицешлифовальному станку 345, разработанной Е. И. Луцковым и С. П. Протопоповым [36].

Измерение упругих перемещений передней бабки ($y_п$). В качестве примера рассмотрим динамометрический центр (рис. 7.30), разработанный А. Д. Давитидзе [37], к круглошлифовальному станку 3151 для измерения упругого перемещения переднего центра относительно невращающегося шпинделя.

В невращающийся шпиндель *1* вставлен динамометрический центр *2* (конструкции Е. И. Луцкова), в полости которого запрессован хвостовик *3*. В свободный конец хвостовика упирается индуктивный датчик *4*. Реакция радиальной силы шлифования $\frac{P_r}{2}$ вызывает незначительный прогиб удлиненной передней части центра *2*, в результате чего свободный конец хвостовика перемещается на величину, достаточную для регистрации индуктивным датчиком *4* (типа БВ-844), который выдает электрические сигналы x_1, пропорциональные радиальной силе шлифования P_r. Если этот динамометрический центр использовать для управления упругими перемещениями при продольном шлифовании, то будет наблюдаться та же картина, что и при измерении упругого перемещения

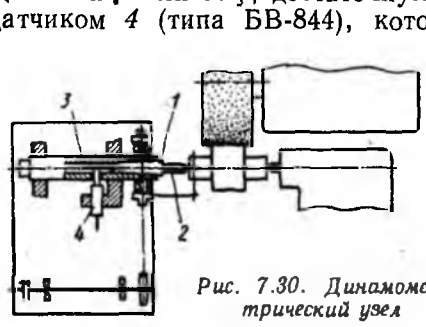


Рис. 7.30. Динамометрический узел

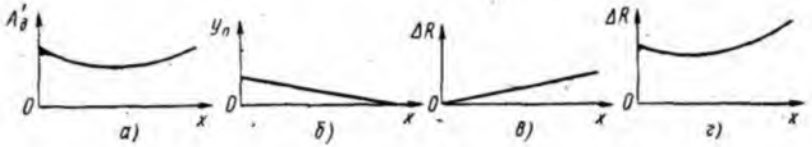


Рис. 7.31. Графики зависимостей $A'_д$, $y_п$, ΔR по длине прохода

задней бабки. На рис. 7.31 показаны графики изменения $A'_д$, $y_п$ и ΔR по длине детали. Разница заключается лишь в том, что конусность на детали в результате перемещения точки приложения силы резания по длине детали будет направлена в противоположную сторону.

При врезном шлифовании, поскольку координата x сохраняется практически постоянной, указанная погрешность отсутствует, вследствие чего в САУ не требуется предусматривать блок коррекции. Однако при переходе с обработки одного типоразмера детали на другой координата x может меняться. Это обстоятельство следует учитывать при настройке САУ на режим обработки, так как для различных значений x одна и та же установка в САУ будет соответствовать разным значениям нагрузки.

В случае обработки детали в центрах с односторонним поводком в отличие от заднего центра передний центр подвергается воздействию силы $P_п$, передаваемой от шпинделя на поводок, в результате чего передний центр дополнительно деформируется. Поскольку вектор силы $P_п$ вращается вместе со шпинделем, то направление упругого перемещения переднего центра в координатной системе станка будет непрерывно изменяться в плоскости, перпендикулярной оси вращения, и величина радиуса детали будет изменяться по закону, близкому к косинусоидальному. Если измерить упругое перемещение вращающегося центра относительно неподвижного корпуса передней бабки, то погрешность радиуса детали, вносимая передачей крутящего момента посредством одностороннего поводка, может быть учтена. Если же измерять упругое перемещение центра относительно шпинделя, синхронно вращающегося с центром, то в этом случае погрешность от применения одностороннего поводка измеряться не будет.

Таким образом, в отличие от измерений упругих перемещений задней бабки контроль упругих перемещений передней бабки позволяет получать также информацию и о погрешности, порождаемой передачей крутящего момента посредством одностороннего поводка.

Измерение упругих перемещений режущего инструмента. В качестве примера рассмотрим динамометрический узел [36] к токарному станку 1К62, представленный на рис. 7.32. Он имеет корпус *6*, к стенкам которого крепят три направляющие пластины *7*. Четвертую пластину крепят к крышке *2*. Ползушка *3*, в которой закреплен резец, перемещается в направляющих качения, обра-

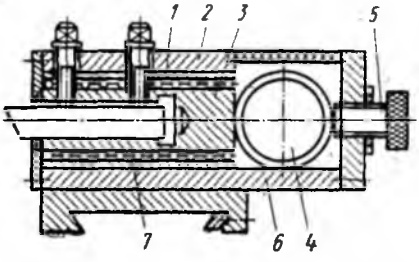


Рис. 7.32. Динамометрический узел к токарному станку 1К62

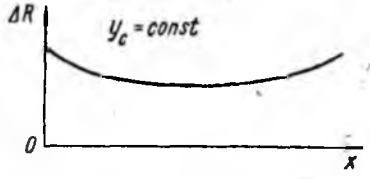


Рис. 7.33. График погрешности геометрической формы при обработке с $y_c = \text{const}$

зуемых прецизионными игольчатыми роликами, которые помещаются между ползушкой и пластинами в специальных плоских сепараторах. Измерительное кольцо *4* помещено между корпусом ползушки и регулировочным винтом *5*, на конце которого размещена поворотная пята. В верхней крышке *2* есть овальные отверстия для двух винтов, крепящих резец в ползушке. Динамометрический узел устанавливают на направляющие поворотной плиты суппорта и в процессе обработки измеряют упругие перемещения резца относительно корпуса *6* в направлении действия силы P_Y.

Поскольку точка приложения силы резания при перемещении резца вдоль детали не меняет своего положения относительно звеньев системы СПИД, упругие перемещения которых измеряются, то это перемещение вызывает изменения величины силы, действующей на эти звенья, и, следовательно, не вносит ошибки в определение величины $A_д$. На рис 7.33 показана погрешность формы детали в продольном сечении при обработке с САУ, обеспечивающей $y_c = \text{const}$, обусловленная только неравномерностью жесткости системы СПИД по длине прохода.

Аналогичные результаты будут получены, если поддерживать постоянным упругое перемещение переднего центра вдоль оси шпинделя или $P_Y = \text{const}$, $P_Z = \text{const}$, $P_X = \text{const}$, так как в этих случаях перемещение точки приложения силы резания практически не вызывает отклонений контролируемых величин.

Для объективного выбора места встройки динамометрического узла следует производить сопоставление различных вариантов встройки, используя для этой цели математическую модель механизма погрешностей обработки (см. разд. 1.2).

Рассмотрим пример расчета вариантов встройки динамометрического узла в систему СПИД токарно-винторезного станка для обработки жестких валов с управлением упругими перемещениями путем изменения величины продольной подачи. Обработку производят в центрах с односторонним поводком, заготовки из стали 45 диаметром 58 ± 2 мм, $l = 400$ мм, геометрия резца: $\alpha = 12°$, $\gamma = 5°$, $\varphi = 45°$, $r = 1{,}5$ мм, жесткости опорных точек координатных систем детали ($\Sigma_д$), шпинделя ($\Sigma_п$) и инструмента ($\Sigma_и$)

одинаковы и равны 5000 кгс/мм; режимы обработки: $t = 4, 6, 8$ мм, $v = 100$ м/мин.

Используя математическую модель погрешности, была разработана программа для ЭВМ и произведены расчеты, на основании которых построены графики (рис. 7.35) отклонений радиуса детали вдоль ее образующей, полученные при моделировании обработки детали с регулированием s от 0,2 до 1,6 мм/об при поддержании постоянными следущих величин:

$$P_Y = \text{const}; \quad P_Z = \text{const}; \quad y_{пy} = \text{const}; \quad y_{пz} = \text{const};$$

$$y_{пx} = \text{const}; \quad y_{зy} = \text{const}; \quad y_{зz} = \text{const}; \quad y_{cy} = \text{const}; \quad y_{cz} = \text{const},$$

где $y_{пy}$, $y_{пz}$, $y_{пx}$ — упругие перемещения шпинделя относительно станины станка в направлении соответственно осей Y, Z и X;

$y_{зy}$, $y_{зz}$ — упругие перемещения пиноли задней бабки относительно станины станка в направлении соответственно осей Y, Z;

y_{cy}, y_{cz} — упругие перемещения суппорта относительно станины станка в направлении соответственно осей Y, Z.

Значения установок указанных величин показаны на рис. 7.34 и выбирались следующим образом. При $P_Y = 1880$ Н (188 кгс) определялись значения всех вышеперечисленных величин, которые затем и принимались в качестве уставок. Из анализа приведенных графиков видно, что наименьшая погрешность геометрической формы в продольном сечении и ее колебание при обработке заготовки с разной глубиной резания получаются при обработке с $P_Y = \text{const}$. Отсюда следует, что в систему СПИД следует встраивать динамометрический узел для измерения радиальной составляющей силы резания.

При выборе места встройки динамометрического узла следует учитывать действие факторов, искажающих информацию об относительном упругом перемещении детали и инструмента.

В качестве примера, когда побочные явления существенно искажают информацию о величине $A_д$, можно привести встройку динамометрического узла в кронштейн стола вертикально-фрезерного станка. На рис. 7.35 показана конструкция динамометрического узла, который состоит из корпуса *1*, упругого элемента *2*, выполненного в виде упругой шайбы с хвостовиком, индуктивного датчика *3*, подвешенного на плоских пружинах *4*, и регулировочного винта *5*.

Наблюдения за показаниями датчика динамометрического узла при фрезеровании деталей с равномерным припуском показали, что, начиная с глубины фрезерования $t = 2$ мм и выше, даже при невысокой подаче $s = 125$ мм/мин, сигнал, поступающий с датчика, становился пульсирующим с частотой, равной частоте вращения ходового винта, что приводило к колебаниям в САУ. Причем с увеличением режимов амплитуда пульсации сигнала

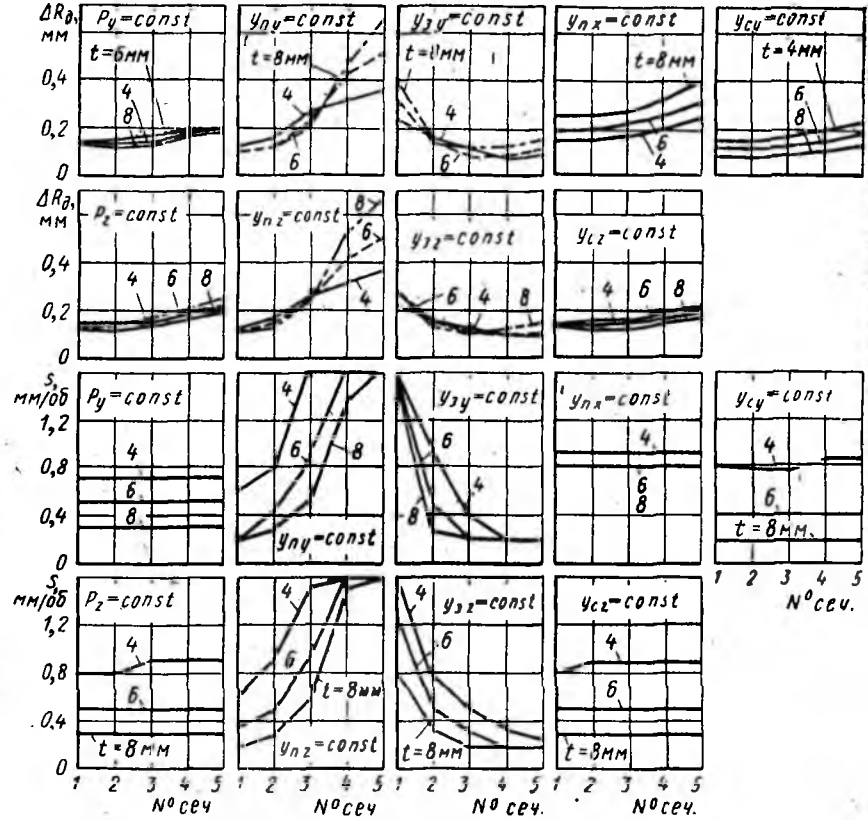


Рис. 7.34. Графики отклонений радиуса-вектора по длине детали при управлении путем регулирования s

увеличивалась и увеличивалось колебание в САУ. Исследования причин пульсации сигнала показали, что она являлась результатом биения опорного торца ходового винта, порождавшего осевое биение ходового винта, которое фиксировалось индуктивным датчиком динамометрического узла. Было установлено, что при холостом вращении пульсация сигнала практически отсутствует и достигает большой амплитуды лишь при фрезеровании. Оказалось, что причиной биения торца ходового винта и, как следствие, появления пульсации сигнала являются упругие перемещения и повороты кронштейна, в котором был установлен динамометрический узел. На рис. 7.36 показано, как во время обработки под действием момента от осевой силы P_0 кронштейн поворачивается (новое положение кронштейна показано на рисунке штриховой линией) и изгибает ходовой винт. В результате появляется осевое биение ходового винта, которое и фиксируется

датчиком динамометрического узла. При малых режимах величина силы P_0 незначительна, малы и упругие перемещения кронштейна, поэтому в этих условиях не наблюдалась и пульсация сигнала. Попытки устранить колебание сигнала за счет повышения жесткости крепления кронштейна путем закрепления на направляющих стола бруса (рис. 7.37), сокращающего вылет кронштейна, дали положительный эффект, резко сократив колебания сигнала датчика, но при этом уменьшилась величина хода стола.

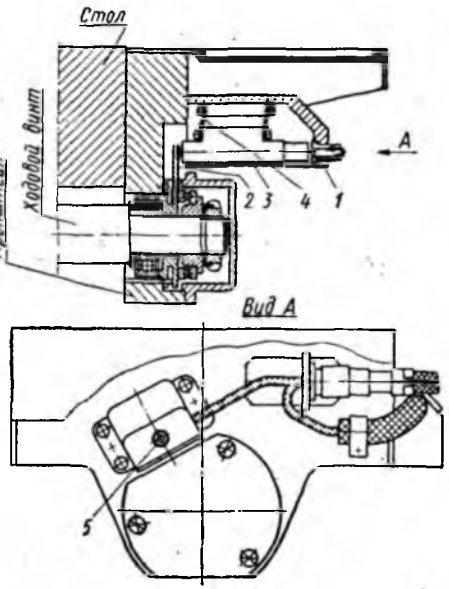


Рис. 7.35. Динамометрический узел

Лучшим решением, как с точки зрения устранения вредных упругих перемещений кронштейна, так и безопасности динамометрического узла во время эксплуатации является установка его на пару «гайка *2*—ходовой винт *1*» для изменения относительных упругих перемещений гайки и верхних салазок (рис. 7.38). Узел содержит два упругих кольца *3*, выполненных в виде тарельчатых пружин, шток *4*, прижимаемый к торцу втулки *5* пружиной *6*, корпус *7* и два индуктивных датчика *8*, закрепленных в корпусе *7* посредством плоских пружин, что позволяет осуществлять точные перемещения датчика при настройке. Один датчик предназначен для измерения упругого перемещения при направлении осевого усилия в одну сторону, другой при направлении осевого

Рис. 7.36. Влияние момента от силы P_0 на деформации элементов станка

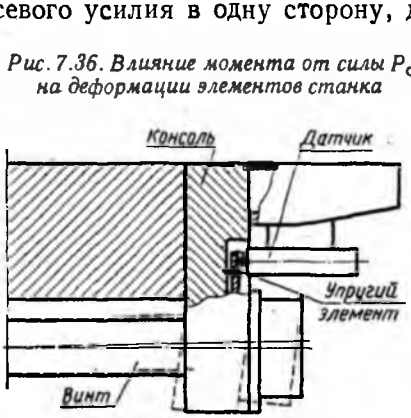
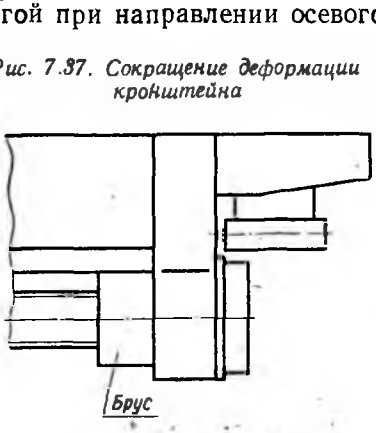


Рис. 7.37. Сокращение деформации кронштейна



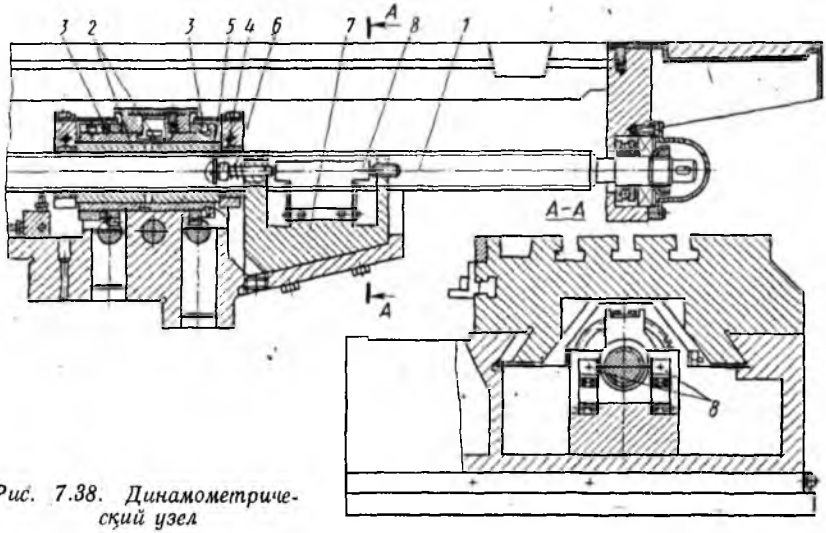
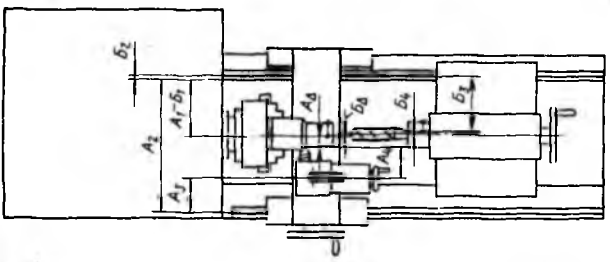


Рис. 7.38. Динамометрический узел

усилия в противоположную сторону. При выборе места встройки динамометрического узла для многоинструментальной обработки имеется определенная специфика. Многоинструментальную обработку можно подразделить на два вида: последовательную и параллельную обработку. При последовательной обработке следует измерять упругие перемещения звеньев, являющихся общими звеньями размерных цепей системы СПИД, которые определяют точность расстояний между технологическими базами детали и режущими кромками каждого инструмента.

Встройка измерительного устройства в общие звенья размерных цепей системы СПИД позволяет использовать один и тот же динамометрический узел для решения задач обработки разным инструментом. На рис. 7.39 показан пример последовательной обработки деталей на токарном станке резцом в резцедержателе и сверлом, установленным в задней бабке. Из рисунка видно, что общими звеньями размерных цепей *А* и *Б* являются звенья шпин-

Рис. 7.39. Пример последовательной обработки деталей на токарном станке



дельной группы станка. Поэтому в данном случае рекомендуется встраивать динамометрический узел в шпиндельную группу.

При параллельной обработке, когда деталь подвергается обработке одновременно несколькими инструментами, картина упругих перемещений резко усложняется. При токарной многорезцовой обработке жестких валов можно рекомендовать следующее решение задачи измерения относительного перемещения обрабатываемой детали и режущих инструментов. В процессе обработки достаточно измерить упругое перемещение и относительный поворот линии центров и резцедержателя при условии, что вершины резцов лежат на одной прямой или близко к ней. Поскольку непосредственное измерение этих величин не представляется возможным В. Е. Редькиным [37] было предложено определять относительное изменение положения обрабатываемой детали и суппорта под действием сил резания с помощью измерения упругих перемещений переднего ($y_п$) и заднего ($y_з$) центров и верхней части *1* специального суппорта (рис. 7.40) относительно основания *2* в сечении, находящемся на расстоянии *A* от центра поворота *3* верхней части суппорта.

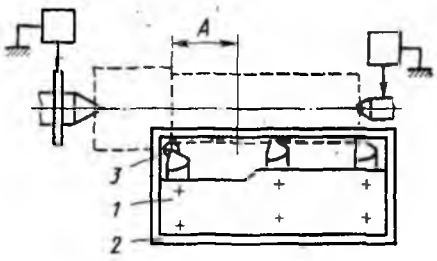


Рис. 7.40. Измерение упругих перемещений при многорезцовой обработке

При сверлении деталей на многошпиндельных станках следует встраивать динамометрический узел в каждый шпиндель. Для агрегатного трехшпиндельного станка, где каждый шпиндель имеет индивидуальный привод от электродвигателя, М. М. Тверским [36] был разработан динамометрический узел, встраиваемый в привод каждого шпинделя, который представляет собой динамометрический привод рис. 7.41, где электродвигатель *1* с помощью

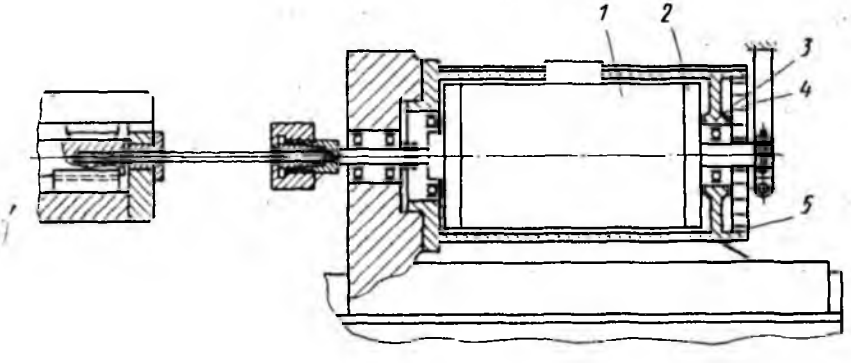


Рис. 7.41. Динамометрический узел к сверлильному станку

переходных фланцев *2* установлен на двух подшипниках качения *3*. При сверлении на статор действует реактивный момент $M_р$, равный моменту на сверле, воспринимаемый спиральной пружиной *4*, внутренний конец которой закреплен на фланце двигателя, а наружный — на неподвижном стакане *5*.

В тех случаях, когда для выбора места встройки динамометрического узла в систему СПИД многоинструментальной параллельной обработки нельзя воспользоваться рассмотренным выше решением, требуется проведение аналитического и экспериментального исследований.

7.4. МЕТОДЫ РАСЧЕТА СИСТЕМ АДАПТИВНОГО УПРАВЛЕНИЯ

ПОСТРОЕНИЕ МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ ОБЪЕКТА (ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ПРОЦЕССА) И СИСТЕМ УПРАВЛЕНИЯ

В общем виде математическую модель технологического процесса можно представить в виде следующего векторного уравнения:

$$\bar{y} = f(\bar{x}), \tag{7.3}$$

где $\bar{y}$ — вектор показателей процесса, например, совокупность параметров точности деталей, износ режущего инструмента и т. п.;

$\bar{x}$ — вектор воздействий (факторов), влияющих на показатели процесса, например, совокупность элементов режима обработки, параметры, характеризующие заготовку и т. п.

Математическая модель позволяет количественно оценить степень влияния тех или иных факторов на показатели процесса, выбрать наиболее важные из них и определить те, которые могут быть использованы при управлении.

Поскольку общая модель (7.3) обладает малой наглядностью (а нам важна количественная обозримость результатов), в качестве примера рассмотрим следующую модель, отражающую некоторые существенные черты большинства технологических систем СПИД:

$$\begin{cases} A'_д = f_1(v, s, z, HB); \\ q = f_2(v, s, z, HB), \end{cases} \tag{7.4}$$

где $A'_д$ — часть размера динамической настройки, обусловленная действием упругих перемещений;

q — скорость размерного износа инструмента, характеризующая его размерную стойкость;

v — скорость резания;

s — продольная подача на оборот детали;

z — припуск;

HB — твердость обрабатываемого материала;

Первое уравнение системы (7.4) характеризует размерную точность обработки, второе — позволяет выбирать режим, сообразуясь с рациональной размерной стойкостью режущего инструмента.

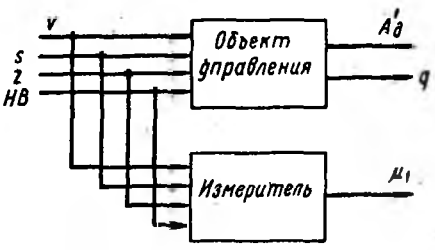


Рис. 7.42. Объект управления и измеритель при косвенном методе измерения

С точки зрения теории управления величины $A'_д$ и q являются регулируемыми или же выходными объекта управления. Аргументы модели можно разделить на возмущающие воздействия (случайно меняющийся припуск z и твердость HB) и контролируемые (скорость резания v, подача s), которые могут быть использованы в качестве управляющих.

Для управления процессом, например, стабилизации величины $A'_д$ на каком-то постоянном заданном уровне $A'_{д0}$ или компенсации размера динамической настройки за счет изменения размера статической настройки необходимо измерять регулируемую величину. Как правило, измерение регулируемой величины непосредственно во время обработки для большинства технологических систем СПИД возможно только косвенным методом. В этом случае мы имеем следующую модель системы «объект управления—измеритель» (рис. 7.42), описываемую уравнениями:

$$\left.\begin{aligned} A'_д &= f_1(v, s, z, HB);\\ q &= f_2(v, s, z, HB);\\ \mu_1 &= f_3(v, s, z, HB), \end{aligned}\right\} \qquad (7.5)$$

где μ_1 — измеряемая величина.

Измеряемая величина может иметь, вообще говоря, даже другую физическую природу, чем регулируемая. Возникает вопрос о том, в каких случаях по результатам измерений μ_1 можно судить о поведении регулируемой величины, скажем, $A'_д$. Иными словами, при каких условиях, наложенных на функции f_1 и f_3, величина μ_1 функционально связано с величиной $A'_д$, т. е.

$$\mu_1 = \varphi(A'_д). \qquad (7.6)$$

Ответ на этот вопрос дает рассмотрение функциональной матрицы [49]

$$\left\| \begin{matrix} \frac{\partial f_1}{\partial v} & \frac{\partial f_1}{\partial s} & \frac{\partial f_1}{\partial z} & \frac{\partial f_1}{\partial HB} \\ \frac{\partial f_2}{\partial v} & \frac{\partial f_2}{\partial s} & \frac{\partial f_2}{\partial z} & \frac{\partial f_2}{\partial HB} \end{matrix} \right\|.$$

Условием существования функциональной зависимости (7.6) является равенство нулю миноров функциональной матрицы.

Например, для системы автоматического управления, управляющей размером динамической настройки $A_д$ за счет изменения подачи $s_{об}$, миноры функциональной матрицы выписываются следующим образом:

$$\begin{vmatrix} \frac{\partial f_1}{\partial v} & \frac{\partial f_1}{\partial s} \\ \frac{\partial f_2}{\partial v} & \frac{\partial f_2}{\partial s} \end{vmatrix} = 0; \quad \begin{vmatrix} \frac{\partial f_1}{\partial z} & \frac{\partial f_1}{\partial s} \\ \frac{\partial f_2}{\partial z} & \frac{\partial f_2}{\partial s} \end{vmatrix} = 0;$$

$$\begin{vmatrix} \frac{\partial f_1}{\partial HB} & \frac{\partial f_1}{\partial s} \\ \frac{\partial f_2}{\partial HB} & \frac{\partial f_2}{\partial s} \end{vmatrix} = 0. \qquad (7.7)$$

Для системы, компенсирующей размер динамической настройки за счет изменения размера статической настройки, т. е. за счет изменения глубины резания или же величины z, миноры функциональной матрицы следует выписывать так:

$$\begin{vmatrix} \frac{\partial f_1}{\partial v} & \frac{\partial f_1}{\partial z} \\ \frac{\partial f_2}{\partial v} & \frac{\partial f_2}{\partial z} \end{vmatrix} = 0;$$

$$\begin{vmatrix} \frac{\partial f_1}{\partial s_1} & \frac{\partial f_1}{\partial z} \\ \frac{\partial f_2}{\partial s} & \frac{\partial f_2}{\partial z} \end{vmatrix} = 0; \quad \begin{vmatrix} \frac{\partial f_1}{\partial HB} & \frac{\partial f_1}{\partial z} \\ \frac{\partial f_2}{\partial HB} & \frac{\partial f_2}{\partial z} \end{vmatrix} = 0. \qquad (7.8)$$

Если какой-либо из миноров систем (7.7) или (7.8) в некоторой области изменения переменных отличается от нуля, это означает, что соответствующая система не компенсирует полностью изменение фактора, по которому происходит дифференцирование в левом столбце данного минора, иными словами — неизбежно возникает ошибка или рассогласование.

Таким образом, условия (7.7) и (7.8) являются самыми общими требованиями, предъявляемыми к проектированию измерительных устройств. Обычно вид функциональной зависимости f_1 можно считать заданным (один из способов определения его будет рассмотрен в следующем разделе), зависимость же f_3 является функцией параметров измерителя, которые, в известной мере, можно контролировать. Однако в общем случае, который будет в дальнейшем рассмотрен в этой главе, особенно когда измеритель фиксирован (например, измеряемой величиной является электрическая мощность резания), условия (7.7) и (7.8) не выполняются.

Для более детального рассмотрения особенностей управления технологическим процессом обработки необходимо конкретизировать вид функциональных зависимостей математической модели

(7.5). Постулируем с точностью до параметров, т. е. коэффициенты модели нам пока неизвестны, следующую модель:

$$\left.\begin{aligned} A_д' &= Cv^{\beta_{11}}s^{\beta_{12}}z^{\beta_{13}}HB^{\beta_{14}};\\ q &= C_q v^{\beta_{21}}s^{\beta_{22}}z^{\beta_{23}}HB^{\beta_{24}};\\ \mu_1 &= C_1 v^{\beta_{31}}s^{\beta_{32}}z^{\beta_{33}}HB^{\beta_{34}}. \end{aligned}\right\} \qquad (7.9)$$

Степенная модель принята из следующих соображений. Упругая деформация $A_д'$ и измеряемая величина μ_1 в малом линейно зависят от сил резания, которые согласно теории резания представляются именно степенными моделями. Скорость размерного износа, связанная с периодом стойкости, также многочисленными исследованиями представляется степенными зависимостями.

Рассмотрим обработку обычным способом без применения каких-либо методов управления. Цель обработки — получить детали минимальной себестоимости при заданной точности $\delta_{доп}$, чистоте поверхности, заданном количестве в единицу времени и общем количестве деталей. Нетрудно показать, что минимальная себестоимость получается при максимальной производительности и фиксированных для данной программы выпуска и условий обработки периода стойкости T и величины размерного износа h режущего инструмента.

При фиксированных подаче на оборот s и скорости резания v машинное время обработки каждой детали постоянно и равно

$$t_м = \frac{T}{n},$$

где n — **число деталей, обработанных за период стойкости.**

Тогда величина износа инструмента на каждой детали будет

$$h_i = q_i t_м.$$

Суммарный износ на n деталях будет

$$h = \sum_{i=1}^{n} h_i = \sum_{i=1}^{n} q_i t_м = t_м \sum_{i=1}^{n} q_i = \frac{T}{n} \sum_{i=1}^{n} q_i.$$

Отсюда

$$\frac{1}{n} \sum_{i=1}^{n} q_i = \frac{h}{T} = q_{ср},$$

которое при достаточно большом n сходится по вероятности к математическому ожиданию величины q, т. е.

$$\lim_{n\to\infty} \frac{1}{n} \sum_{i=1}^{n} q_i = M[q] = \int_{-\infty}^{\infty} qf(q)\,dq,$$

где $f(q)$ — плотность распределения случайной величины q.

В формуле (7.9) для величины q случайными являются припуск и твердость. Таким образом, скорость размерного износа

является функцией случайных аргументов. От фиксированных значений периода стойкости T и величины размерного износа мы перешли к одному параметру — скорости размерного износа q фиксированной на заданном уровне $q_0 = \frac{h}{T}$.

Производительность в данном случае будет определяться величиной минутной подачи

$$s_{мин} = \frac{1000}{\pi d} vs, \tag{7.10}$$

где d — диаметр обработки.

Задачей является выбор параметров режима обработки v и s, при которых достигается максимум $s_{мин}$ и одновременно удовлетворяются ограничения по точности, чистоте поверхности, стойкости режущего инструмента и т. п.

Рассмотрим подробнее возможные ограничения, которые могут встретиться при решении конкретной технологической задачи:

$$\begin{cases} v_{min} \leqslant v \leqslant v_{max}; \\ s_{min} \leqslant s \leqslant s_{max}; \\ z_{min} \leqslant z \leqslant z_{max}; \\ HB_{min} \leqslant HB \leqslant HB_{max}; \\ R = C_R v^{\beta_1} s^{\beta_2} z^{\beta_3} HB^{\beta_4} \leqslant R_{доп}; \\ A'_{дmax} - A'_{дmin} \leqslant \delta'_{доп}; \\ M[q] = q_0. \end{cases} \tag{7.11}$$

Первое ограничение системы (7.11) накладывается диапазоном частоты вращения коробки скоростей станка. Второе ограничение накладывается: по минимуму — возможностью получения малых подач станком, по максимуму — допустимой шероховатостью поверхности детали. Третье и четвертое ограничение «приносит с собой» заготовка. Пятое ограничение — либо по точности, тогда R совпадает (не полностью) с $A'_д$; либо по прочности, тогда R — сила или напряжение в слабом звене системы СПИД; либо по мощности, тогда R — мощность, приведенная к валу двигателя; либо по какой-то характеристике качества поверхностного слоя. Шестое ограничение накладывается точностью, предъявляемой к обрабатываемой детали, здесь $\delta'_{доп}$ — допускаемое колебание размера динамической настройки, т. е. часть размерного допуска $\delta_{доп}$ (мы рассматриваем случаи обработки, когда превалирующей является погрешность динамической настройки). Седьмое ограничение — по стойкости режущего инструмента — рассмотрено выше.

Выразим шестое ограничение через параметры режима обработки, используя первое уравнение системы (7.9). В предположе-

нии, что размер динамической настройки $A'_д$ является монотонно возрастающей функцией по аргументам z и HB, можно записать

$$A'_{дmax} - A'_{дmin} = Cv^{\beta_{11}}s^{\beta_{12}}A \leqslant \delta'_{доп},$$

где

$$A = z_{max}^{\beta_{13}}HB_{max}^{\beta_{14}} - z_{min}^{\beta_{13}}HB_{min}^{\beta_{14}},$$

функцию R также предположим монотонно возрастающей по аргументам z и HB, тогда пятое ограничение запишется следующим конкретным образом:

$$C_R v^{\beta_{51}}s^{\beta_{52}}z_{max}^{\beta_{53}}HB_{max}^{\beta_{54}} \leqslant R_{доп}.$$

Седьмое ограничение в развернутом виде запишется так:

$$C_q v^{\beta_{21}}s^{\beta_{22}}B = q_0,$$

где $B = M\ [z^{\beta_{23}}HB^{\beta_{24}}]$ — математическое ожидание функции случайных аргументов z и HB.

Теперь можно записать задачу математического программирования для определения оптимальных v и s. Прологарифмируем целевую функцию (7.10) и все ограничения, таким образом мы сведем нелинейные степенные модели к линейным относительно логарифмов. Отметим, что преобразование типа логарифмирования не сдвигает экстремальные точки функций. В результате имеем следующую задачу уже линейного программирования. Задана система ограничений:

$$\begin{cases} \beta_{11}\lg v + \beta_{12}\lg s \leqslant \lg\delta'_{доп} - \lg C - \lg A; \\ \beta_{21}\lg v + \beta_{12}\lg s = \lg q_0 - \lg C_q - \lg\beta; \\ \beta_{51}\lg v + \beta_{52}\lg s \leqslant \lg R_{доп} - \\ -\lg C_R - \beta_{53}\lg z_{max} - \beta_{54}\lg HB_{max}; \\ \lg v_{min} \leqslant \lg v \leqslant \lg v_{max}; \\ \lg s_{min} \leqslant \lg s \leqslant \lg s_{max}, \end{cases} \tag{7.12}$$

состоящая из пяти уравнений с двумя неизвестными $\lg v$ и $\lg s$, и линейная форма

$$\lg s_{мин} = \lg v + \lg s + \lg\frac{1000}{\pi d} \tag{7.13}$$

относительно этих же неизвестных.

Требуется среди всех неотрицательных решений системы (7.12) выбрать такое, при котором форма $\lg s_{мин}$ (целевая функция задачи) принимает максимальное значение. Регулярный метод решения подобных задач есть симплекс-метод. В настоящем случае в предположении, что величина R является упругой деформацией, т. е. совпадает с величиной $A'_д$, видно, что максимум целевой функ-

ции достигается при максимальной подаче на оборот s_{max}. Тогда скорость резания определится из второго уравнения системы (7.12):

$$v = \frac{1}{\beta_{21}} \lg \frac{q_0}{C_q} - \frac{1}{\beta_{21}} \lg B - \frac{\beta_{22}}{\beta_{21}} \lg s_{max}.$$

Теперь можно записать выражение для минутной подачи, которое позволяет оценить производительность обработки

$$\lg s_{мин} = \frac{1}{\beta_{21}} \lg \frac{q_0}{C_q} - \frac{1}{\beta_{21}} \lg M [z^{\beta_{23}} HB^{\beta_{24}}] + \frac{\beta_{21} - \beta_{22}}{\beta_{21}} \lg s_{max}.$$

Рассмотрим систему автоматического управления, которая компенсирует размер динамической настройки $A'_д$ за счет изменения размера статической настройки, внося в него поправку ΔA_c и тем самым изменяя на эту величину глубину резания (рис. 7.43).

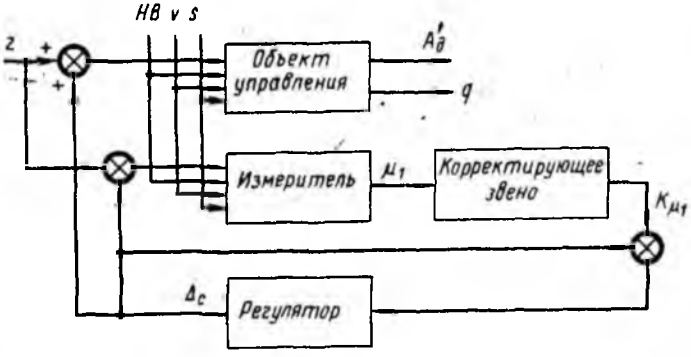
Уравнение внешнего контура замкнутой САУ будет следующим:

$$\begin{cases} \lg A'_д = \lg C + \beta_{11} \lg v + \beta_{12} \lg s + \beta_{13} \lg (z + \Delta A_c) + \beta_{14} \lg HB; \\ \lg q = \lg C_q + \beta_{21} \lg v + \beta_{22} \lg s + \beta_{23} \lg (z + \Delta A_c) + \beta_{24} \lg HB; \\ \lg \mu_1 = \lg C_1 + \beta_{31} \lg v + \beta_{32} \lg s + \beta_{33} \lg (z + \Delta A_c) + \\ \qquad + \beta_{34} \lg HB; \\ \Delta A_c = K \mu_1. \end{cases} \quad (7.14)$$

При условии малости упругих перемещений по сравнению с припуском на обработку, а это условие выполняется для большинства технологических систем СПИД, систему уравнений (7.14) можно упростить следующим образом:

$$\lg (z + \Delta A_c) = \lg z \left(1 + \frac{\Delta A_c}{z}\right) = \lg z + \lg \left(1 + \frac{\Delta A_c}{z}\right) \cong \lg z,$$

Рис. 7.43. Функциональная схема САУ для компенсации размера динамической настройки за счет изменения размера статической настройки



если

$$\frac{\Delta A_c}{z} \ll 1.$$

В рассматриваемой САУ скорость резания и подача на оборот фиксированы на каком-то определенном уровне v_0 и s_0.

Перед тем как выбрать режим обработки в отношении v и s, определим размерную погрешность, для чего при некоторых фиксированных значениях $z = z_0$ и $HB = HB_0$ уравняем упругое перемещение и величину поправки Δ_c:

$$\lg A'_{д0} = \lg C + \beta_{11} \lg v_0 + \beta_{12} \lg s_0 + \beta_{13} \lg z_0 + \beta_{14} \lg HB_0;$$

$$\lg \Delta A_{c0} = \lg K + \lg C_1 + \beta_{31} \lg v_0 + \beta_{32} \lg s_0 + \beta_{33} \lg z_0 + \beta_{34} \lg HB_0.$$

Из условия равенства $A'_{д0} = \Delta A_{c0}$ определим значения коэффициента K:

$$\lg K = \lg \frac{C}{C_1} + (\beta_{11} - \beta_{31}) \lg v_0 + (\beta_{12} - \beta_{32}) \lg s_0 + (\beta_{13} - \beta_{33}) \lg z_0 + (\beta_{14} - \beta_{34}) \lg HB_0.$$

Тогда ошибка E системы автоматического управления определится разностью

$$\lg E = \lg A'_д - \lg \Delta A_c = (\beta_{13} - \beta_{33}) \lg \frac{z}{z_0} + (\beta_{14} - \beta_{34}) \lg \frac{HB}{HB_0}. \quad (7.15)$$

При изменении z и HB от минимума до максимума ошибка будет также меняться от минимума до максимума:

$$\lg E_{max} = (\beta_{13} - \beta_{33}) \lg \frac{z_{max}}{z_0} + (\beta_{14} - \beta_{34}) \lg \frac{HB_{max}}{HB_0};$$

$$\lg E_{min} = (\beta_{13} - \beta_{33}) \lg \frac{z_{min}}{z_0} + (\beta_{14} - \beta_{34}) \lg \frac{HB_{max}}{HB_0}.$$

Разность между минимальной и максимальной ошибкой определит поле рассеяния регулируемой величины данной САУ:

$$\omega = E_{max} - E_{min}. \quad (7.16)$$

Итак, получили оценку данной САУ по точности, причем погрешность ω компенсации размера динамической настройки не зависит от параметров режима v и s. Следовательно, при назначении v и s желательно получить максимальную производительность, определяемую минутной подачей $s_{мин}$, и удовлетворить ограничениям по технологическому диапазону режимов, по стойкости ре-

жущего инструмента и по допускаемой величине упругого перемещения. Таким образом, опять возникает типичная задача математического программирования. Имеется целевая функция

$$\lg s_{\text{мин}} = \lg \frac{1000}{\pi d} + \lg v + \lg s,$$

где d — диаметр обрабатываемой детали, и система ограничений

$$\begin{cases} \lg v_{\min} \leqslant \lg v \leqslant \lg v_{\max}, \\ \lg s_{\min} \leqslant \lg s \leqslant \lg s_{\max}; \\ \beta_{21} \lg v + \beta_{22} \lg s \leqslant \lg \frac{q_0}{C_q} - \beta_{23} M\,[\lg z] - \beta_{24} M\,[\lg HB]; \\ \beta_{11} \lg v + \beta_{12} \lg s \leqslant \lg \frac{A'_{\text{д. доп}}}{C} - \beta_{13} \lg z_{\max} - \beta_{14} \lg HB_{\max}, \end{cases} \tag{7.17}$$

где $q_0 = M\,[q]$ — математическое ожидание скорости износа;

$M\,[\lg z]$ и $M\,[\lg HB]$ — математическое ожидание припуска и твердости соответственно.

В данном случае считаем, что одним инструментом до замены или поднастройки, компенсирующей износ, обрабатывается достаточно представительная группа (выборка) деталей, тогда можно оперировать средними значениями. Величина q_0 является средней скоростью износа, которую можно определить из вышеприведенных соображений.

Величина $A'_{\text{д. доп}}$ выбирается исходя из допустимой прочности какого-либо наиболее нагруженного звена силовой цепи системы СПИД, либо — из допустимой мощности привода, либо — из каких-то других технологических соображений.

Теперь все величины в системе ограничений (7.17) известны. Необходимо найти такое сочетание v и s, которое бы доставило maximum целевой функции, т. е. $s_{\text{мин}}$ и удовлетворяло бы одновременно системе ограничений (7.17). Поскольку относительно логарифмов все переменные линейны, то настоящая задача является задачей линейного программирования.

В данном конкретном случае ввиду несложности задачи легко решить ее чисто геометрическим путем. Система ограничений на плоскости с координатами $\lg s$ и $\lg v$ задает так называемый многоугольник ограничений (рис. 7.44). Допустимое множество решений находится внутри этого многоугольника и на его границе, так как система ограничений нежесткая. Целевую функцию, соответствующую некоторому значению $s_{\text{мин}}$, можно изобразить в виде прямой, пересекающей многоугольник. При перемещении этой прямой параллельно самой себе в направлении, указанном стрелкой, происходит возрастание значения целевой функции, т. е. $s_{\text{мин}}$. Очевидно, что maximum достигается при крайнем правом

положении прямой, т. е. при пересечении ею вершины многоугольника, отмеченной кружочком. Это вполне согласуется с известной теоремой Данцига о том, что максимум целевой функции обязательно достигается в одной из вершин многоугольника ограничений.

В весьма распространенном случае обработки, когда скорость резания влияет на размерный износ и упругое перемещение в большей степени, чем подача, максимум целевой функции, максимум производительности, определяемой минутной подачей, достигается при максимально допустимой подаче на оборот изделия, что и изображено на рис\ 7.44.

Теперь, используя второе уравнение системы (7.12), можно определить значение скорости резания

$$\lg v_0 = \frac{1}{\beta_{21}} \lg \frac{q_0}{C_q} - \frac{\beta_{22}}{\beta_{21}} \lg s_{\text{доп}} - \frac{\beta_{23}}{\beta_{21}} M[\lg z] - \frac{\beta_{24}}{\beta_{21}} M[\lg HB].$$

Зная скорость резания и оборотную подачу, нетрудно дать оценку производительности данной САУ:

$$\lg s_{\text{мин}} = \lg \frac{1000}{\pi d} + \frac{1}{\beta_{21}} \lg \frac{q_0}{C_q} + \frac{\beta_{21} - \beta_{22}}{\beta_{21}} \lg s_{\text{доп}} -$$

$$- \frac{\beta_{23}}{\beta_{21}} M[\lg z] - \frac{\beta_{24}}{\beta_{21}} M[\lg HB].$$

Потенцируя полученное выражение, получаем значение минутной подачи, а следовательно, машинное время обработки, которое необходимо для расчета производительности.

САУ для стабилизации размера динамической настройки за счет изменения подачи (рис. 7.45). Задача этой САУ заключается в стабилизации упругого перемещения $A'_д$ на некотором уровне

Рис. 7.44. Геометрическое представление задачи линейного программирования для определения максимума производительности

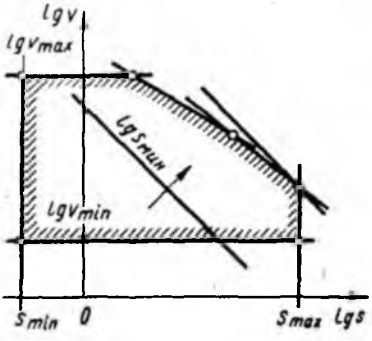
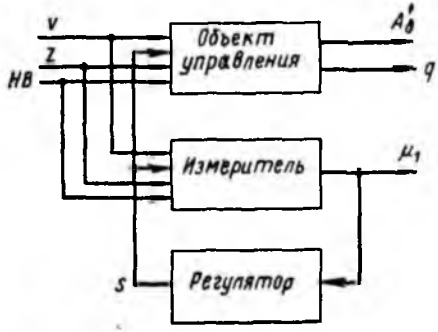


Рис. 7.45. Функциональная схема САУ для стабилизации размера динамической настройки за счет изменения подачи



$A'_{д0}$, но фактически поддерживается измеренная величина μ_1 на уровне μ_{10}. При достаточно большом коэффициенте усиления регулятора подача будет меняться следующим образом:

$$\lg s = \frac{1}{\beta_{32}} \lg \frac{\mu_{10}}{C_1} - \frac{\beta_{31}}{\beta_{32}} \lg v - \frac{\beta_{33}}{\beta_{32}} \lg z - \frac{\beta_{34}}{\beta_{32}} \lg HB. \quad (7.18)$$

Упругое перемещение $A'_д$ также будет переменным:

$$\lg A'_д = \lg C + \frac{\beta_{12}}{\beta_{32}} \lg \frac{\mu_{10}}{C_1} + \frac{\beta_{11}\beta_{32} - \beta_{12}\beta_{31}}{\beta_{32}} \lg v +$$

$$+ \frac{\beta_{13}\beta_{32} - \beta_{12}\beta_{33}}{\beta_{32}} \lg z + \frac{\beta_{14}\beta_{32} - \beta_{12}\beta_{34}}{\beta_{32}} \lg HB. \quad (7.19)$$

Отметим, что коэффициенты при $\lg v$, $\lg z$ и $\lg HB$ представляют собой не что иное, как миноры функциональной матрицы системы (7.5). Отсюда размерная ошибка, погрешность стабилизации при постоянной скорости резания, будет

$$\omega = A'_{д\max} - A'_{д\min} = C\left(\frac{\mu_{10}}{C_1}\right) \frac{\beta_{12}}{\beta_{32}} v^{a_1} D,$$

где

$$D = z_{\max}^{a_2} HB_{\max}^{a_3} - z_{\min}^{a_2} HB_{\min}^{a_3};$$

$$a_1 = \frac{\beta_{11}\beta_{32} - \beta_{12}\beta_{31}}{\beta_{32}};$$

$$a_2 = \frac{\beta_{13}\beta_{32} - \beta_{12}\beta_{33}}{\beta_{32}};$$

$$a_3 = \frac{\beta_{14}\beta_{32} - \beta_{12}\beta_{34}}{\beta_{32}}.$$

Рассчитав допустимую оптимальную скорость износа инструмента q_0, можно, используя второе уравнение системы (7.5), определить скорость резания

$$\lg v_0 = \frac{\beta_{32}}{\beta_{21}\beta_{32} - \beta_{22}\beta_{31}} \lg \frac{q_0}{C_q} - \frac{\beta_{32}}{\beta_{21}\beta_{32} - \beta_{22}\beta_{31}} \lg \frac{\mu_{10}}{C_1} -$$

$$- \frac{\beta_{23}\beta_{32} - \beta_{22}\beta_{33}}{\beta_{21}\beta_{32} - \beta_{22}\beta_{31}} M[\lg z] - \frac{\beta_{24}\beta_{32} - \beta_{22}\beta_{34}}{\beta_{21}\beta_{32} - \beta_{22}\beta_{31}} M[\lg HB].$$

Оценка производительности, определяемая минутной подачей:

$$\lg s_{\text{мин}} = \lg \frac{1000}{\pi d} + \lg v_0 + M\,[\lg s],$$

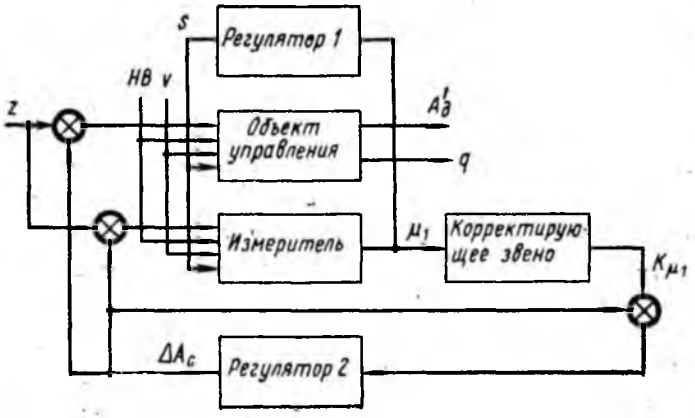
где

$$M\,[\lg s] = \frac{1}{\beta_{32}} \lg \frac{\mu_{10}}{C_1} - \frac{\beta_{31}}{\beta_{32}} \lg v_0 - \frac{\beta_{33}}{\beta_{32}} M\,[\lg z] - \frac{\beta_{34}}{\beta_{32}} M\,[\lg HB].$$

Комплексная система автоматического управления представлена на рис. 7.46. Объект управления и измеритель описываются также системой уравнений (7.5). САУ работает следующим образом: при малых припусках и твердости, когда измеряемая величина μ_1 меньше некоторого допускаемого значения $\mu_{1\,\text{доп}}$, работает САУ (будем называть ее в дальнейшем первая САУ), компенсирующая размер динамической настройки за счет изменения размера статической настройки. Выше было показано, что подача на оборот при этом должна быть максимально допустимой. Когда сочетание припуска, твердости и максимально допустимой подачи на оборот такое, что величина μ_1 начинает превышать допустимую величину $\mu_{1\,\text{доп}}$, начинает работать вторая САУ, снижающая подачу таким образом, чтобы стабилизировать измеряемую величину μ_1 на заданном уровне $\mu_{1\,\text{доп}}$.

Очевидно, что первая САУ описывается уже ранее рассмотренной системой уравнений (7.14), и, соответственно, ошибка первой САУ определяется выражением (7.15). Но в данном случае максимальная ошибка будет достигаться с учетом того, что $\mu_1 \leqslant \mu_{1\,\text{доп}}$. Таким образом, для определения максимальной и минимальной ошибок, т. е. для определения размерной погрешности деталей, обработанных первой САУ, необходимо определить минимальное

Рис. 7.46. Функциональная схема комплексной САУ



и максимальное значение линейной формы (7.15) при наличии следующих ограничений:

$$\begin{cases} \beta_{33} \lg z + \beta_{34} \lg HB \leqslant \lg \frac{\mu_{1\text{доп}}}{C_1} - \beta_{31} \lg v - \beta_{32} \lg s; \quad (7.20) \\ \lg z_{\min} \leqslant \lg z \leqslant \lg z_{\max}; \\ \lg HB_{\min} \leqslant \lg HB \leqslant \lg HB_{\max}. \end{cases}$$

Следовательно, опять возникает задача линейного программирования. На рис. 7.47, где *I* — область работы первой САУ, *II* — второй САУ, показана геометрическая интерпретация решения этой задачи. Минимум ошибки достигается, как и следовало ожидать, при $z = z_{\min}$ и $HB = HB_{\min}$, а максимальное значение зависит от выполнения следующих условий:
если

$$\frac{\beta_{33}}{\beta_{34}} > \frac{\beta_{13} - \beta_{33}}{\beta_{14} - \beta_{34}}$$

то $E = E_{\max}$ при $z = z_{\max}$ и

$$\lg HB = \frac{1}{\beta_{34}} \lg \frac{\mu_{1\text{доп}}}{C_1} - \frac{\beta_{31}}{\beta_{34}} \lg v - \frac{\beta_{32}}{\beta_{34}} \lg s - \frac{\beta_{33}}{\beta_{34}} \lg z_{\max};$$

если

$$\frac{\beta_{33}}{\beta_{34}} < \frac{\beta_{13} - \beta_{33}}{\beta_{14} - \beta_{34}},$$

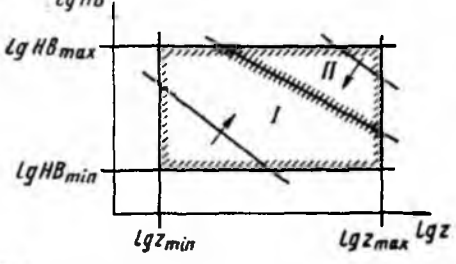
то $E = E_{\max}$ при $HB = HB_{\max}$ и

$$\lg z = \frac{1}{\beta_{33}} \lg \frac{\mu_{1\text{доп}}}{C_1} - \frac{\beta_{31}}{\beta_{33}} \lg v - \frac{\beta_{32}}{\beta_{33}} \lg s - \frac{\beta_{34}}{\beta_{33}} \lg HB_{\max}.$$

Поле рассеяния регулируемой величины определится выражением (7.16).

Для достижения максимальной производительности подача на оборот *s*, как уже было доказано выше, должна быть также максимально допустимой, т.е. $s = s_{\text{доп}}$.

Рис. 7.47. Геометрическое представление задачи линейного программирования для определения максимальной и минимальной ошибок регулирования первой и второй САУ



Скорость резания выбирается из условия сохранения в среднем оптимальной скорости износа инструмента q_0 с учетом того, что работа первой САУ стеснена следующим ограничением:

$$\beta_{33} \lg z + \beta_{34} \lg HB \leqslant \lg \frac{\mu_{1\text{доп}}}{C_1} - \beta_{31} \lg v - \beta_{32} \lg s_{\text{доп}}. \quad (7.21)$$

Поскольку припуски и твердость заготовок являют-

ся случайными величинами, то необходимо найти среднее значение левой части неравенства (7.21). Введем следующие обозначения:

$$\lg z = x_1;\ \lg HB = x_2;\ \beta_{33}x_1 + \beta_{34}x_2 = u,$$

тогда функция распределения случайной величины U, являющейся линейной комбинацией случайных величин X_1, X_2, будет

$$F(u) = P(U < u) = \int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^{\frac{u-\beta_{33}x_1}{\beta_{34}}} f(x_1, x_2)\, dx_1\, dx_2, \qquad (7.22)$$

где $f(x_1, x_2)$ — совместная плотность распределения величин X_1 и X_2 предполагающаяся известной.

Теперь можно вычислить среднее значение случайной величины U, стесненной неравенством (7.20):

$$u_{1\text{ср}} = \frac{1}{\int_{-\infty}^{u} f(u)\, du} \int_{-\infty}^{u} u f(u)\, du, \qquad (7.23)$$

где $f(u) = F'(u)$ — плотность распределения величины U:

$$a = \lg \frac{\mu_{1\text{доп}}}{C_1} - \beta_{31} \lg v - \beta_{32} \lg s_{\text{доп}}.$$

Отсюда скорость резания

$$\lg v_{01} = \frac{1}{\beta_{31}} \lg \frac{q_0}{C_q} - \frac{\beta_{32}}{\beta_{31}} \lg s_{\text{доп}} - \frac{1}{\beta_{31}} u_{\text{ср}}. \qquad (7.24)$$

Пользуясь функцией распределения $F(u)$, можно определить относительное количество деталей n_1 и n_2, обработанных первой и второй САУ, что необходимо при расчете производительности:

$$\frac{n_1}{n_1 + n_2} = P(u < a) = F(a);$$

$$\frac{n_2}{n_1 + n_2} = P(u > a) = 1 - F(a).$$

Как было сказано выше, при достижении заданной допустимой величины $\mu_{1\text{доп}}$ начинает работать вторая САУ, меняющая подачу в соответствии с выражением (7.18). Упругое перемещение $A'_д$ будет меняться при этом согласно (7.19). Для определения погрешности стабилизации величины $A'_д$ нужно определить максимальное и минимальное значение линейной формы (7.19) при наличии системы ограничений (7.20) с учетом того, что первое нера-

венство системы (7.20) заменяется равенством. Рис. 7.47 поясняет решение этой задачи.

$A_д' = A_{д\,max}'$ достигается при $z = z_{max}$ и $HB = HB_{max}$, если

$$\frac{\beta_{33}}{\beta_{34}} > \frac{\beta_{13}\beta_{32} - \beta_{12}\beta_{33}}{\beta_{14}\beta_{32} - \beta_{12}\beta_{34}},$$

то $A_д' = A_{д\,min}'$ при $HB = HB_{max}$ и

$$\lg z = \frac{1}{\beta_{33}} \lg \frac{\mu_{1доп}}{C_1} - \frac{\beta_{31}}{\beta_{33}} \lg v - \frac{\beta_{32}}{\beta_{33}} \lg s - \frac{\beta_{34}}{\beta_{33}} \lg HB_{max};$$

если

$$\frac{\beta_{33}}{\beta_{34}} < \frac{\beta_{13}\beta_{32} - \beta_{12}\beta_{33}}{\beta_{14}\beta_{32} - \beta_{12}\beta_{34}},$$

то $A_д' = A_{д\,min}'$ при $z = z_{max}$ и

$$\lg HB = \frac{1}{\beta_{31}} \lg \frac{\mu_{1доп}}{C_1} - \frac{\beta_{31}}{\beta_{34}} \lg v - \frac{\beta_{32}}{\beta_{34}} \lg s - \frac{\beta_{33}}{\beta_{34}} \lg z_{max}.$$

Очевидно, что скорость резания, определяемая оптимальной для данных условий обработки скоростью износа инструмента q_0, должна быть, вообще говоря, другой. Рассчитаем ее значение из следующих соображений. Подставляя уравнение подачи (7.21) в выражение для скорости износа из системы (7.5), получим зависимость скорости износа от случайных переменных величин припуска и твердости:

$$\lg \frac{q}{C_q} = \frac{\beta_{22}}{\beta_{32}} \lg \frac{\mu_{1доп}}{C_1} + \frac{\beta_{21}\beta_{32} - \beta_{22}\beta_{31}}{\beta_{32}} \lg v +$$

$$+ \frac{\beta_{23}\beta_{32} - \beta_{22}\beta_{33}}{\beta_{32}} \lg z + \frac{\beta_{24}\beta_{32} - \beta_{23}\beta_{34}}{\beta_{32}} \lg HB. \qquad (7.25)$$

Для усреднения выражения (7.25) необходимо вычислить математическое ожидание следующей линейной комбинации:

$$w = a_1 x_1 + a_2 x_2,$$

где

$$a_1 = \frac{\beta_{23}\beta_{32} - \beta_{22}\beta_{33}}{\beta_{32}};$$

$$a_2 = \frac{\beta_{24}\beta_{32} - \beta_{22}\beta_{34}}{\beta_{32}};$$

$$x_1 = \lg z;\ x_2 = \lg HB.$$

Функция распределения величины W в соответствии с (7.22) будет

$$F(w) = \int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^{\frac{w - a_1 x_1}{a_2}} f(x_1, x_2)\, dx_1 dx_2. \qquad (7.26)$$

Тогда среднее значение линейной комбинации

$$M[W] = \int_{-\infty}^{\infty} w f(w)\, dw, \qquad (7.27)$$

где $f(w) = F'(w)$ — плотность распределения величины W.

Теперь из зависимости (7.25) легко определить значение скорости резания v_0:

$$\lg v_{02} = \frac{\beta_{32}}{\beta_{21}\beta_{32} - \beta_{22}\beta_{31}} \lg \frac{q_0}{C_q} - \frac{\beta_{12}}{\beta_{21}\beta_{32} - \beta_{22}\beta_{31}} \lg \frac{\mu_{1\text{доп}}}{C_1} - \\ - \frac{\beta_{32}}{\beta_{21}\beta_{32} - \beta_{22}\beta_{31}} M[W]. \qquad (7.28)$$

В том случае, когда значения скорости резания, рассчитанные для первой и второй САУ, сильно отличаются, желательно при переходе с одного режима работы на другой менять значение скорости резания для поддержания скорости размерного износа инструмента на оптимальном уровне.

Производительность, определяемая минутной подачей, будет: для первой САУ

$$\lg s_{\text{мин}} = \lg \frac{1000}{\pi d} + \lg v_{01} + \lg s_{\text{доп}};$$

для второй САУ

$$\lg s_{\text{мин}} = \lg \frac{1000}{\pi d} + \lg v_{02} + M[\lg s],$$

где

$$M[\lg s] = \frac{1}{\beta_{32}} \lg \frac{\mu_{1\text{доп}}}{C_1} - \frac{\beta_{31}}{\beta_{32}} \lg v_{02} - \frac{1}{\beta_{32}} u_{2\text{ср}};$$

$$u_{2\text{ср}} = \frac{1}{\int_a^{\infty} f(u)\, du} \int_a^{\infty} u f(u)\, du \qquad [\text{см. (7.23)}].$$

Из вышеизложенного видно, что наличие математических моделей объекта управления и измерителя позволяет произвести оценку по точности и производительности, определяемой минутной подачей САУ, построенных по принципу управления размером статической или динамической настроек или комбинированному принципу, т. е. появляется возможность дать предварительную оценку экономической эффективности предлагаемой САУ.

Повышение точности управления упругими перемещениями. Точность управления упругими перемещениями (и другими показателями технологического процесса) в основном определяется

точностью измерения регулируемой величины (упругого перемещения) и точностью внесения поправки, т. е. точностью реализации закона регулирования. Рассмотрим некоторые методы сокращения влияния погрешности измерения на точность управления упругими перемещениями. Выше было показано, что косвенность измерения при отсутствии функциональной однозначной зависимости измеряемой величины от регулируемой приводит к погрешности регулирования. Однако, если нам известны уравнения объекта управления и измерителя, то возможно в некоторых случаях определить такой закон регулирования, при котором погрешность системы будет теоретически нулевая. Рассмотрим коррекцию закона регулирования для основных схем САУ технологическим процессом.

Система для стабилизации размера динамической настройки за счет изменения подачи. Объект управления и измеритель описывается системой уравнений (7.12). Задача ставится следующим образом: найти такой закон регулирования, т. е. зависимость $s = \varphi(\mu_1)$, при котором регулируемая величина $A'_д$ независимо от действия возмущающих факторов припуска z и твердости HB находилась бы на заданном уровне $A'_{д0}$.

Рассмотрим второе и третье уравнение системы (7.5), записав их в следующем виде:

$$\begin{cases} \beta_{12} \lg s + \beta_{13} \lg z + \beta_{14} \lg HB = \lg \dfrac{A'_{д0}}{C} - \beta_{11} \lg v; \\ \beta_{32} \lg s + \beta_{33} \lg z + \beta_{34} \lg HB = \lg \dfrac{\mu_1}{C_1} - \beta_{31} \lg v. \end{cases} \tag{7.29}$$

Эту систему надо решить относительно $\lg s$, тем самым мы установим зависимость подачи от измеренной величины μ_1. Но так как число неизвестных в системе (7.29) больше числа уравнений, то такая система, если выполняются условия теоремы Кронекера—Капелли о совместности, имеет бесчисленное множество решений. Чтобы выделить одно решение, фиксируем переменную $\lg HB$ на некотором уровне $\lg HB_0$. Для наглядности перепишем еще раз систему (7.29):

$$\begin{cases} \beta_{12} \lg s + \beta_{13} \lg z = \lg \dfrac{A'_{д0}}{C} - \beta_{11} \lg v - \beta_{14} \lg HB_0; \\ \beta_{32} \lg s + \beta_{33} \lg z = \lg \dfrac{\mu_1}{C_1} - \beta_{31} \lg v - \beta_{34} \lg HB_0. \end{cases} \tag{7.30}$$

Решение этой системы имеет следующий вид:

$$\lg s = \frac{\beta_{33}}{D} \lg \frac{A'_{д0}}{C} - \frac{\beta_{11}\beta_{33} - \beta_{13}\beta_{31}}{D} \lg v - \frac{\beta_{14}\beta_{33} - \beta_{13}\beta_{34}}{D} \lg HB_0 - \\ - \frac{\beta_{13}}{D} \lg \frac{\mu_1}{C_1}, \tag{7.31}$$

где

$$D = \beta_{12}\beta_{33} - \beta_{13}\beta_{32}.$$

Выражение (7.31) и представляет собой закон регулирования, обеспечивающий поддержание регулируемой величины $A'_д$ на заданном уровне $A_{д0}$ независимо от величины припуска z.

Определим погрешность стабилизации регулируемой величины $A'_д$, вызванную колебанием твердости HB заготовок, и скорость резания, определяемую заданной допустимой скоростью размерного износа инструмента q_0, для чего запишем следующую систему уравнений, описывающую статику рассматриваемой САУ:

$$\begin{gathered}
\lg\frac{A'_д}{C} - \beta_{11}\lg v - \beta_{12}\lg s = \beta_{13}\lg z + \beta_{14}\lg HB;\\
-\beta_{21}\lg v - \beta_{22}\lg s = -\lg\frac{q_0}{C_q} + \beta_{23}\lg z + \beta_{24}\lg HB;\\
\lg\frac{\mu_1}{C_1} - \beta_{31}\lg v - \beta_{32}\lg s = \beta_{33}\lg z + \beta_{34}\lg HC;\\
\frac{\beta_{13}}{D}\lg\frac{\mu_1}{C_1} + \frac{\beta_{11}\beta_{33} - \beta_{13}\beta_{31}}{D}\lg v + \lg s =\\
= \frac{\beta_{33}}{D}\lg\frac{A'_{д0}}{C} - \frac{\beta_{14}\beta_{33} - \beta_{13}\beta_{34}}{D}\lg HB_0.
\end{gathered} \tag{7.32}$$

Отсюда получаем зависимость для регулируемой величины $A'_д$:

$$\lg\frac{A'_д}{C} = \frac{\beta_{14}\beta_{33} - \beta_{13}\beta_{34}}{\beta_{33}}\lg\frac{HB}{HB_0} + \lg\frac{A'_{д0}}{C}. \tag{7.33}$$

Погрешность регулирования, очевидно, определится максимальным и минимальным значениями твердости HB в партии заготовок:

$$\lg\frac{A'_{д\,max}}{A'_{д\,min}} = \frac{\beta_{14}\beta_{33} - \beta_{13}\beta_{34}}{\beta_{13}}\lg\frac{HB_{max}}{HB_{min}}. \tag{7.34}$$

При расчете закона регулирования (7.31) необходимо зафиксировать твердость HB на каком-то определенном уровне HB_0. Желательно, чтобы ошибка регулирования была бы при этом уровне минимальна. Выражение (7.33) определяет текущее значение ошибки, каким-то образом распределенное по партии деталей, обработанных данной системой, причем распределение ошибки связано с распределением твердости. Средняя ошибка в партии

$$M\,[\lg A'_д - \lg A'_{д0}] = \frac{\beta_{14}\beta_{33} - \beta_{13}\beta_{34}}{\beta_{33}}\,M\left[\lg\frac{HB}{HB_0}\right]. \tag{7.35}$$

Очевидно, что минимум такой ошибки, равный нулю, будет достигаться при выполнении

$$\lg HB_0 = M\,[\lg HB], \tag{7.36}$$

т. е. уровень фиксации твердости при расчете закона регулирования должен равняться математическому ожиданию.

Система (7.32) также позволяет определить значение скорости резания v_0:

$$\lg v_0 = \frac{\beta_{22}}{\beta_{11}\beta_{22} - \beta_{12}\beta_{21}} \lg \frac{A'_{д0}}{C} - \frac{\beta_{12}}{\beta_{11}\beta_{22} - \beta_{12}\beta_{21}} \lg \frac{q_0}{C_q} -$$

$$- \frac{\beta_{13}\beta_{32} - \beta_{12}\beta_{23}}{\beta_{11}\beta_{22} - \beta_{12}\beta_{21}} M[\lg z] - \frac{\beta_{14}\beta_{32} - \beta_{12}\beta_{34}}{\beta_{11}\beta_{22} - \beta_{12}\beta_{21}} M[\lg HB]. \quad (7.37)$$

Из системы (7.32) можно найти закон изменения подачи на оборот в зависимости от изменения припуска и твердости:

$$\lg s = \frac{1}{\beta_{21}} \lg \frac{A'_{д0}}{C} - \frac{\beta_{11}}{\beta_{12}} \lg v_0 - \frac{\beta_{14}\beta_{33} - \beta_{13}\beta_{34}}{\beta_{12}\beta_{33}} \lg HB_0 -$$

$$- \frac{\beta_{13}}{\beta_{12}} \lg z - \frac{\beta_{13}\beta_{34}}{\beta_{12}\beta_{33}} \lg HB.$$

Производительность, определяемая минутной подачей, будет

$$\lg s_{мин} = \lg \frac{1000}{\pi d} + \lg v_0 + M[\lg s], \quad (7.38)$$

где

$$M[\lg s] = \frac{1}{\beta_{21}} \lg \frac{A'_{д0}}{C} - \frac{\beta_{11}}{\beta_{12}} \lg v_0 -$$

$$- \frac{\beta_{13}}{\beta_{12}} M[\lg z] - \frac{\beta_{14}}{\beta_{12}} M[\lg HB].$$

САУ для компенсации размера динамической настройки за счет изменения размера статической настройки. Замкнутая САУ описывается системой уравнений (7.14). Условие отсутствия ошибки

$$A'_д = K\mu_1. \quad (7.39)$$

Значение коэффициента передачи корректирующего звена K (см. рис. 7.44) определится системой уравнений:

$$\begin{cases} \lg A'_д - \beta_{13} \lg z = \lg C + \beta_{11} \lg v + \beta_{12} \lg s + \beta_{14} \lg HB_0; \\ -\beta_{33} \lg z = -\lg \mu_1 + \lg C_1 + \beta_{31} \lg v + \beta_{32} \lg s + \beta_{34} \lg HB_0; \\ \lg A'_д - \lg K = \lg \mu_1. \end{cases} \quad (7.40)$$

Отсюда

$$\lg K = \frac{\beta_{13} - \beta_{33}}{\beta_{33}} \lg \mu_1 + \lg C - \frac{\beta_{13}}{\beta_{33}} \lg C_1 + \frac{\beta_{11}\beta_{33} - \beta_{13}\beta_{31}}{\beta_{33}} \lg v +$$

$$+ \frac{\beta_{12}\beta_{33} - \beta_{13}\beta_{32}}{\beta_{33}} \lg s + \frac{\beta_{14}\beta_{33} - \beta_{13}\beta_{34}}{\beta_{33}} \lg HB_0. \quad (7.41)$$

Уравнение корректирующего звена

$$\Delta A_c = m_0 \mu_1^{m_1+1},$$

где

$$\lg m_0 = \lg C - \frac{\beta_{13}}{\beta_{33}} \lg C_1 + \frac{\beta_{11}\beta_{33} - \beta_{13}\beta_{31}}{\beta_{33}} \lg v +$$

$$+ \frac{\beta_{12}\beta_{33} - \beta_{13}\beta_{32}}{\beta_{33}} \lg s + \frac{\beta_{14}\beta_{33} - \beta_{13}\beta_{34}}{\beta_{34}} \lg HB_0;$$

$$m_1 = \frac{\beta_{13} - \beta_{33}}{\beta_{33}}.$$

Ошибка, вызванная колебанием твердости обрабатываемых деталей:

$$\lg E = \lg A'_д - \lg K\mu_1 = \frac{\beta_{14}\beta_{33} - \beta_{13}\beta_{34}}{\beta_{33}} \lg \frac{HB}{HB_0}. \qquad (7.42)$$

Колебание точности компенсации упругого перемещения

$$\lg \frac{E_{max}}{E_{min}} = \frac{\beta_{14}\beta_{33} - \beta_{13}\beta_{34}}{\beta_{33}} \lg \frac{HB_{max}}{HB_{min}}. \qquad (7.43)$$

Выбор параметров режима s_0 и v_0 и оценка производительности ничем не отличается от уже ранее рассмотренных.

Мы видим, что в системах с одним измерителем никаким законом регулирования нельзя добиться в общем случае статической инвариантности (независимости) регулируемой величины от обоих возмущающих факторов: припуска и твердости. Достигнуть высокой точности можно, строя закон регулирования по результатам двух независимых измерений μ_1 и μ_2. Вообще, для статической инвариантности регулируемой величины от n независимых возмущающих факторов число независимых измерителей также должно равняться n.

Рассмотрим построение систем автоматического управления технологическим процессом с использованием двух измерителей. Объект управления и измерители описываются следующей системой уравнений:

$$\begin{cases} \lg A'_д = \lg C + \beta_{11} \lg v + \beta_{12} \lg s + \beta_{13} \lg z + \beta_{14} \lg HB; \\ \lg q = \lg C_q + \beta_{21} \lg v + \beta_{22} \lg s + \beta_{23} \lg z + \beta_{24} \lg HB; \\ \lg \mu_1 = \lg C_1 + \beta_{31} \lg v + \beta_{32} \lg s + \beta_{33} \lg z + \beta_{34} \lg HB; \\ \lg \mu_2 = \lg C_2 + \beta_{41} \lg v + \beta_{42} \lg s + \beta_{43} \lg z + \beta_{44} \lg HB. \end{cases} \qquad (7.44)$$

САУ для стабилизации размера динамической настройки за счет изменения подачи. Закон регулирования определится из следующей системы уравнений:

$$\begin{cases} \beta_{12}\lg s+\beta_{13}\lg z+\beta_{14}\lg HB=\lg\frac{A'_{д0}}{C}-\beta_{11}\lg v; \\ \beta_{32}\lg s+\beta_{33}\lg z+\beta_{34}\lg HB=\lg\frac{\mu_1}{C_1}-\beta_{31}\lg v; \\ \beta_{42}\lg s+\beta_{43}\lg z+\beta_{44}\lg HB=\lg\frac{\mu_2}{C_2}-\beta_{41}\lg v, \end{cases} \tag{7.45}$$

где $A'_{д0}$ — уровень стабилизации величины $A'_д$.

Отсюда

$$\lg s=\varphi(\mu_1,\ \mu_2)=\frac{D_1}{D}, \tag{7.46}$$

где

$$D_1=\left(\lg\frac{A'_{д0}}{C}-\beta_{11}\lg v\right)(\beta_{33}\beta_{44}-\beta_{34}\beta_{43})-\left(\lg\frac{\mu_1}{C_1}-\beta_{31}\lg v\right)\times$$

$$\times(\beta_{13}\beta_{44}-\beta_{14}\beta_{43})+\left(\lg\frac{\mu_2}{C_2}-\beta_{41}\lg v\right)(\beta_{13}\beta_{34}-\beta_{14}\beta_{33});$$

$$D=\begin{vmatrix}\beta_{12} & \beta_{13} & \beta_{14}\\ \beta_{32} & \beta_{33} & \beta_{34}\\ \beta_{42} & \beta_{43} & \beta_{44}\end{vmatrix}.$$

Регулятор, обеспечивающий закон регулирования в соответствии с выражением (7.46), будет независимо от колебаний припуска и твердости поддерживать регулируемую величину $A'_д$ на уровне $A'_{д0}$ [разумеется, в пределах справедливости математической модели (7.44)].

Запишем систему уравнений для определения скорости износа режущего инструмента и подачи:

$$\begin{cases} -\beta_{12}\lg s=-\lg\frac{A'_{д0}}{C}+\beta_{11}\lg v+\beta_{13}\lg z+\beta_{14}\lg HB; \\ \lg\frac{q}{C_q}-\beta_{22}\lg s=\beta_{21}\lg v+\beta_{23}\lg z+\beta_{24}\lg HB; \\ \lg\frac{\mu_1}{C_1}-\beta_{32}\lg s=\beta_{31}\lg v+\beta_{33}\lg z+\beta_{34}\lg HB; \\ \lg\frac{\mu_2}{C_2}-\beta_{42}\lg s=\beta_{41}\lg v+\beta_{43}\lg z+\beta_{44}\lg HB. \end{cases} \tag{7.47}$$

Отсюда скорость размерного износа

$$\lg\frac{q}{C_q}=\frac{\beta_{22}}{\beta_{12}}\lg\frac{A'_{д0}}{C}+\frac{\beta_{12}\beta_{21}-\beta_{11}\beta_{22}}{\beta_{12}}\lg v+$$

$$+\frac{\beta_{12}\beta_{23}-\beta_{13}\beta_{22}}{\beta_{12}}\lg z+\frac{\beta_{12}\beta_{24}-\beta_{22}\beta_{14}}{\beta_{12}}\lg HB.$$

При фиксированной средней скорости износа скорость резания

$$\lg v_0 = \frac{\beta_{12}}{\beta_{12}\beta_{21} - \beta_{22}\beta_{11}} \lg \frac{q_0}{C_q} - \frac{\beta_{22}}{\beta_{12}\beta_{21} - \beta_{22}\beta_{11}} \lg \frac{A'_{д0}}{C} -$$

$$- \frac{\beta_{12}\beta_{23} - \beta_{13}\beta_{32}}{\beta_{12}\beta_{21} - \beta_{22}\beta_{11}} M[\lg z] - \frac{\beta_{12}\beta_{24} - \beta_{22}\beta_{14}}{\beta_{12}\beta_{21} - \beta_{12}\beta_{11}} M[\lg HB].$$

Подача

$$\lg s = \frac{1}{\beta_{21}} \lg \frac{A'_{д0}}{C} - \frac{\beta_{11}}{\beta_{12}} \lg v - \frac{\beta_{13}}{\beta_{12}} \lg z - \frac{\beta_{14}}{\beta_{12}} \lg HB.$$

Производительность, определяемая минутной подачей:

$$\lg s_{мин} = \lg \frac{1000}{\pi d} + \lg v_0 + M[\lg s],$$

где

$$M[\lg s] = \frac{1}{\beta_{12}} \lg \frac{A'_{д0}}{C} - \frac{\beta_{11}}{\beta_{12}} \lg v_0 - \frac{\beta_{13}}{\beta_{12}} M[\lg z] - \frac{\beta_{14}}{\beta_{12}} M[\lg HB].$$

САУ для компенсации размера динамической настройки за счет изменения размера статической настройки. Замкнутая САУ описывается системой уравнений (7.44) с учетом того, что корректирующее звено имеет уравнение

$$\Delta A_c = K\mu_1\mu_2.$$

Условие отсутствия ошибки, как и в предыдущем случае, будет

$$A'_д = K\mu_1\mu_2.$$

Значение коэффициента передачи корректирующего звена определяется системой уравнений:

$$\begin{cases} \lg A'_д - \beta_{13}\lg z - \beta_{14}\lg HB = \lg C + \beta_{11}\lg v + \beta_{12}\lg s; \\ -\beta_{33}\lg z - \beta_{34}\lg HB = \lg C_1 + \beta_{31}\lg v + \beta_{32}\lg s - \lg\mu_1; \\ -\beta_{43}\lg z - \beta_{34}\lg HB = \lg C_2 + \beta_{41}\lg v + \beta_{42}\lg s - \lg\mu_2; \\ \lg A'_д - \lg K = \lg\mu_1 + \lg\mu_2. \end{cases} \quad (7.48)$$

Отсюда

$$\lg K = \frac{D_к}{D},$$

где

$$D_к = (\lg\mu_1 + \lg\mu_2)(\beta_{33}\beta_{44} - \beta_{34}\beta_{43}) - [(\lg C + \beta_{11}\lg v + \beta_{12}\lg s) \times$$

$$\times(\beta_{13}\beta_{44} - \beta_{34}\beta_{43}) - (\lg C_1 + \beta_{31}\lg v + \beta_{32}\lg s - \lg\mu_1)(\beta_{13}\beta_{44} - \beta_{14}\beta_{43}) +$$

$$+ (\lg C_2 + \beta_{41}\lg v + \beta_{42}\lg s - \lg\mu_2)(\beta_{13}\beta_{34} - \beta_{14}\beta_{33})];$$

$$D = -\beta_{33}\beta_{44} + \beta_{34}\beta_{43}.$$

Уравнение корректирующего звена можно записать в следующей форме:

$$\Delta A_c = m_0 \mu_1^{m_1+1} \mu_2^{-m_2+1},$$

где m_0, m_1 и m_2 определяются из $D_к$ и D.

Выбор режима обработки s, v и, следовательно, оценка системы по производительности производятся, как и в обычном улучае.

САУ, стабилизирующая точность и скорость износа режущего инструмента. В некоторых случаях, когда количество деталей, обработанных без смены инструмента, невелико и нельзя говорить о каких-то средних величинах припуска и твердости, для получения минимальной себестоимости обработки следует для каждой реализации припуска и твердости поддерживать постоянной скорость износа режущего инструмента. Пусть объект управления и измерители описываются системой уравнений (7.44). Задача состоит в стабилизации регулируемых величин $A_д$ и q на некоторых постоянных уровнях $A_{д0}$ и q_0 соответственно. Следует сразу отметить, что если все миноры функциональной матрицы системы (7.44) отличны от нуля, то невозможно произвести такую двойную стабилизацию за счет изменения только, скажем, одной подачи. Это непосредственно следует из сопоставления ранга матрицы и ее порядка.

Таким образом решение поставленной задачи заключается в нахождении законов регулирования вида

$$\lg v = \varphi_1(\mu_1, \mu_2) \text{ и } \lg s = \varphi_2(\mu_1, \mu_2],$$

т. е. необходимо вести управление сразу по двум каналам.

Законы регулирования определяются непосредственно из системы (7.44) следующим образом:

$$\lg v = \frac{D_v}{D}; \quad \lg s = \frac{D_s}{D},$$

где

$$D = \begin{vmatrix} \beta_{11} & \beta_{12} & \beta_{13} & \beta_{14} \\ \beta_{21} & \beta_{22} & \beta_{23} & \beta_{24} \\ \beta_{31} & \beta_{32} & \beta_{33} & \beta_{34} \\ \beta_{41} & \beta_{42} & \beta_{43} & \beta_{44} \end{vmatrix};$$

$$D_v = \begin{vmatrix} \lg \frac{A_{д0}}{C} & \beta_{12} & \beta_{13} & \beta_{14} \\ \lg \frac{q_0}{C_1} & \beta_{22} & \beta_{23} & \beta_{24} \\ \lg \frac{\mu_1}{C_1} & \beta_{32} & \beta_{33} & \beta_{34} \\ \lg \frac{\mu_2}{C_2} & \beta_{42} & \beta_{43} & \beta_{44} \end{vmatrix};$$

$$D_z = \begin{vmatrix} \beta_{11} \lg \frac{A'_{д0}}{C} \beta_{13}\beta_{14} \\ \beta_{21} \lg \frac{q_0}{C_q} \beta_{23}\beta_{24} \\ \beta_{31} \lg \frac{\mu_1}{C_1} \beta_{33}\beta_{34} \\ \beta_{41} \lg \frac{\mu_2}{C_2} \beta_{43}\beta_{44} \end{vmatrix}.$$

Для определения зависимостей скорости резания и подачи от колебаний припуска и твердости систему (7.44) перепишем следующим образом:

$$\begin{cases} \beta_{11} \lg v + \beta_{12} \lg s = \lg \frac{A'_{д0}}{C} - \beta_{13} \lg z - \beta_{14} \lg HB; \\ \beta_{21} \lg v + \beta_{22} \lg s = \lg \frac{q_0}{C_q} - \beta_{23} \lg z - \beta_{24} \lg HB; \\ -\lg \frac{\mu_1}{C_z} + \beta_{31} \lg v + \beta_{32} \lg s = -\beta_{33} \lg z - \beta_{34} \lg HB; \\ -\lg \frac{\mu_2}{C_z} + \beta_{41} \lg v + \beta_{42} \lg s = -\beta_{43} \lg z - \beta_{44} \lg HB. \end{cases} \quad (7.49)$$

Отсюда

$$\lg v = \frac{\beta_{22}}{D^*} \lg \frac{A'_{д0}}{C} - \frac{\beta_{13}\beta_{22} - \beta_{12}\beta_{23}}{D^*} \lg z - \frac{\beta_{14}\beta_{22} - \beta_{12}\beta_{24}}{D^*} \lg HB - \\ - \frac{\beta_{12}}{D^*} \lg \frac{q_0}{C_q};$$

$$\lg s = \frac{\beta_{11}}{D^*} \lg \frac{q_0}{C_q} - \frac{\beta_{11}\beta_{23} - \beta_{21}\beta_{13}}{D^*} \lg z - \frac{\beta_{11}\beta_{24} - \beta_{21}\beta_{14}}{D^*} \lg HB - \\ - \frac{\beta_{21}}{D^*} \lg \frac{A'_{д0}}{C},$$

где

$$D^* = \beta_{11}\beta_{22} - \beta_{12}\beta_{21}.$$

Теперь можно дать оценку производительности, определяемой минутной подачей:

$$\lg s_{мин} = \lg \frac{1000}{\pi d} + \frac{\beta_{22} - \beta_{21}}{D^*} \lg \frac{A'_{д0}}{C} + \frac{\beta'_{11} - \beta_{12}}{D^*} \lg \frac{q_0}{C_q} - \\ - \frac{\beta_{13}\beta_{22} - \beta_{12}\beta_{23} + \beta_{11}\beta_{23} - \beta_{21}\beta_{13}}{D^*} \lg z - \\ - \frac{\beta_{14}\beta_{22} - \beta_{12}\beta_{24} + \beta_{11}\beta_{24} - \beta_{21}\beta_{14}}{D^*} \lg HB.$$

САУ, максимизирующая производительность при постоянной скорости износа режущего инструмента. Такая система может найти применение, когда требования к точности обработки сравнительно невелики, например, на черновых проходах, но желательна большая производительность. Объект управления и измеритель описываются системой (7.44). Задача заключается в отыскании такого закона управления, при котором минутная подача максимальна при одновременном удовлетворении некоторой системе ограничений, т. е.

$\lg s_{\text{мин}} = \lg \frac{1000}{\pi d} + \lg v + \lg s$ — максимизируемая целевая функция;

$$\begin{cases} \beta_{21} \lg v + \beta_{22} \lg s = \lg \frac{q_0}{C_q} - \beta_{23} \lg z - \beta_{24} \lg HB; \\ \lg v_{\min} \leqslant \lg v \leqslant \lg v_{\max} \text{ — система ограничений;} \\ \lg s_{\min} \leqslant \lg s \leqslant \lg s_{\max}. \end{cases}$$

Имеем типичную задачу линейного программирования. Поскольку для большинства технологических систем СПИД $\beta_{21} > \beta_{22}$, то максимум минутной подачи достигается при максимальной допустимой подачи на оборот. Следовательно, управление необходимо вести за счет изменения скорости резания.

Запишем систему уравнений для определения закона регулирования:

$$\begin{cases} \beta_{21} \lg v + \beta_{23} \lg z + \beta_{24} \lg HB = \lg \frac{q_0}{C_q} - \beta_{22} \lg s_{\text{доп}}; \\ \beta_{31} \lg v + \beta_{33} \lg z + \beta_{34} \lg HB = \lg \frac{\mu_1}{C_1} - \beta_{32} \lg s_{\text{доп}}; \\ \beta_{41} \lg v + \beta_{43} \lg z + \beta_{44} \lg HB = \lg \frac{\mu_2}{C_2} - \beta_{42} \lg s_{\text{доп}}. \end{cases}$$

Отсюда

$$\lg v = \frac{D_v}{D},$$

где

$$D = \begin{vmatrix} \beta_{21} & \beta_{23} & \beta_{24} \\ \beta_{31} & \beta_{33} & \beta_{34} \\ \beta_{41} & \beta_{43} & \beta_{44} \end{vmatrix};$$

$$D_v = \begin{vmatrix} \lg \frac{q_0}{C_q} - \beta_{22} \lg s_{\text{доп}} \beta_{23} \beta_{24} \\ \lg \frac{\mu_1}{C_1} - \beta_{32} \lg s_{\text{доп}} \beta_{33} \beta_{34} \\ \lg \frac{\mu_2}{C_2} - \beta_{42} \lg s_{\text{доп}} \beta_{43} \beta_{44} \end{vmatrix}.$$

При этом законе регулирования возникает колебание величины $A_д'$, характеризующей размер динамической настройки, которое определится следующей системой уравнений:

$$\begin{cases} \lg\frac{A_д'}{C} - \beta_{11}\lg v = \beta_{12}\lg s + \beta_{13}\lg z + \beta_{14}\lg HB; \\ -\beta_{21}\lg v = -\lg\frac{q_0}{C_q} + \beta_{21}\lg s + \beta_{23}\lg z + \beta_{24}\lg HB; \\ \lg\frac{\mu_1}{C_1} - \beta_{31}\lg v = \beta_{32}\lg s + \beta_{33}\lg z + \beta_{34}\lg HB; \\ \lg\frac{\mu_2}{C_2} - \beta_{41}\lg v = \beta_{42}\lg s + \beta_{43}\lg z + \beta_{44}\lg HB. \end{cases} \quad (7.50)$$

Отсюда зависимость $A_д'$ от колебаний припуска и твердости будет

$$\lg\frac{A_д'}{C} = \frac{\beta_{12}\beta_{21} - \beta_{11}\beta_{22}}{\beta_{21}}\lg s + \frac{\beta_{13}\beta_{21} - \beta_{11}\beta_{23}}{\beta_{21}}\lg z + \\ + \frac{\beta_{14}\beta_{21} - \beta_{11}\beta_{24}}{\beta_{21}}\lg HB + \frac{\beta_{11}}{\beta_{21}}\lg\frac{q_0}{C_q}.$$

Колебание упругого перемещения

$$\lg\frac{A_{д\,max}'}{A_{д\,min}'} = \frac{\beta_{12}\beta_{21} - \beta_{11}\beta_{23}}{\beta_{21}}\lg\frac{z_{max}}{z_{min}} + \frac{\beta_{14}\beta_{21} - \beta_{11}\beta_{24}}{\beta_{21}}\lg\frac{HB_{max}}{HB_{min}}.$$

Из системы (7.50) можно также определить зависимость скорости резания от колебаний припуска и твердости:

$$\lg v = \frac{1}{\beta_{21}}\lg\frac{q_0}{C_q} - \frac{\beta_{22}}{\beta_{21}}\lg s - \frac{\beta_{23}}{\beta_{21}}\lg z - \frac{\beta_{24}}{\beta_{21}}\lg HB.$$

Производительность, определяемая минутной подачей:

$$\lg s_{мин} = \lg\frac{1000}{\pi d} + \frac{1}{\beta_{21}}\lg\frac{q_0}{C_q} + \frac{\beta_{21} - \beta_{11}}{\beta_{21}}\lg s_{доп} - \\ - \frac{\beta_{23}}{\beta_{21}}\lg z - \frac{\beta_{24}}{\beta_{21}}\lg HB.$$

На основании изложенного можно сделать интересный вывод о возможности получения статической инвариантности (нулевой погрешности) координат процесса по отношению к основным возмущениям для различных САУ технологическими процессами.

СТАТИЧЕСКИЙ И ДИНАМИЧЕСКИЙ РАСЧЕТ САУ

Определение параметров математической модели объекта управления. Для проектирования и анализа систем автоматического регулирования и управления технологическими процессами, а также почти во всех задачах исследовательского характера в тех-

нологии машиностроения приходится выяснять механизм какого-либо явления. Под выявлением механизма явления (построение математической модели) будем понимать следующую задачу. Имеется некоторый объект A, обладающий входами $x = \{x_i\}$, $i = 1, 2, \ldots,$ и выходами $y = \{y_j\}$, $j = 1, 2 \ldots$. Объект A переводит множество входных величин $x \in X$ во множество выходных величин $y \in Y$. В общем случае множества X и Y могут состоять из элементов любой природы. Рассмотрим случай, когда x является вектором, а y — скаляром.

Требуется определить структуру объекта A на всем множестве X или же вид преобразования. Возможно два принципиально различных подхода к изучению явления: определению вида преобразования A; функциональной связи между входными и выходными величинами.

Первый — аналитический, основан на применении фундаментальных физических законов. Он возможен в случае, когда явление достаточно просто или представляет собой простое объединение простых явлений. Такого типа задачи, в основном, встречаются при изучении идеализированных явлений.

Второй — экспериментальный. Задача исследователя состоит в этом случае в выдвижении гипотезы или ряда конкурирующих гипотез и в подтверждении или выборе какой-либо из них. Выдвижение гипотезы основано на априорной информации относительно характера изучаемого явления.

При обработке экспериментальных данных используется аппарат математической статистики, в том числе такие разделы, как регрессионный и дисперсионный анализы. Экспериментально-статистические методы математического описания, безусловно, не претендуют на какую-то подмену методов научных исследований, базирующихся на глубоком проникновении в физическую сущность изучаемых процессов с целью их описания с помощью уравнений механики, термодинамики, электротехники и т. п. Успех от применения экспериментально-статистических методов тем более ощутим, чем выше уровень теоретических знаний об обследуемом процессе. В то же время следует отметить, что эти методы, в ряде случаев, позволяют получить некоторые теоретические представления о механизме исследуемого процесса и критически оценить теоретические предпосылки, имеющие часто односторонний субъективный характер. Является существенным также то обстоятельство, что математическое описание, найденное экспериментально-статистическими методами, имеет простой вид и может быть легко использовано для управления процессом.

Задача математического описания объекта статистическими методами формулируется следующим образом: нужно получить некоторое представление о функции отклика [26, 27, 28].

$$y = \varphi(x_1, x_2, \ldots, x_k),$$

где y — выход объекта; $x_1, x_2, \ldots, x_k$ — независимые переменные, которые можно варьировать при постановке экспериментов.

Будем называть переменные $x_1, x_2, \ldots, x_k$ факторами, а координатное пространство с координатами $x_1, x_2, \ldots, x_k$ — факторным пространством. Геометрический образ, соответствующий функции отклика, назовем поверхностью отклика. При этом математическое описание представляется в виде некоторого полинома — отрезка ряда Тейлора, в который раскладывается неизвестная зависимость

$$y = \beta_0 + \sum_{i=1}^{k} \beta_i x_i + \sum_{i<j}^{k} \beta_{ij} x_i x_j + \sum_{i=1}^{k} \beta_{ii} x_i^2 + \cdots, \qquad (7.51)$$

где

$$\beta_0, \beta_1 = \frac{\partial \varphi}{\partial x_1}, \quad \beta_2 = \frac{\partial \varphi}{\partial x_2}, \ldots,$$

$$\beta_{12} = \frac{\partial^2 \varphi}{\partial x_1 \partial x_2}, \ldots, \quad \beta_{11} = \frac{1}{2} \frac{\partial^2 \varphi}{\partial x_1^2}, \ldots$$

являются коэффициентами регрессии.

Пользуясь результатами эксперимента, можно определить только выборочные коэффициенты регрессии b_0, b_i, b_{ij}, b_{ii}, которые являются лишь оценками для теоретических коэффициентов β_0, β_i, β_{ij}, β_{ii}. Уравнение регрессии, полученное на основании опыта, запишется так:

$$\hat{y} = b_0 + \sum_{i=1}^{k} b_i x_i + \sum_{i<j}^{k} b_{ij} x_i x_j + \sum_{i=1}^{k} b_{ii} x_i^2 + \cdots, \qquad (7.52)$$

где $\hat{y}$ — значение выхода, предсказанное уравнением (7.52) ($\hat{y}$ — выборочная оценка для y).

Таким образом, задача сводится к отысканию по результатам эксперимента уравнения регрессии в форме некоторого полинома. Пусть x_g ($g = 1, 2, \ldots, N$) — точки факторного пространства, в которых проводится эксперимент. Тогда задача отыскания коэффициентов регрессии по результатам экспериментов в N точках факторного пространства является типичной задачей регрессионного анализа в том случае, если выполняются следующие предпосылки.

1. Результаты наблюдений $y_1, y_2, \ldots, y_N$ выходной величины в N точках факторного пространства представляют собой независимые, случайные величины, подчиняющиеся закону нормального распределения.

2. Дисперсии $\sigma^2\{y_g\}$ ($g = 1, 2, \ldots, N$) равны друг другу (выборочные оценки s_g^2 однородны). Это значит, что получаемая при проведении многократных повторных наблюдений над величиной y_g в точке x_g дисперсия $\sigma^2\{y_g\}$ не будет зависить от математи-

ческого ожидания $M\{y_g\}$, т. е. не будет отличаться от дисперсии $\sigma^2\{y_l\}$, полученной при повторных наблюдениях в любой другой точке x_l.

3. Независимые переменные $x_1, x_2, \ldots, x_k$ измеряются с пренебрежимо малой ошибкой по сравнению с ошибкой в определении y (имеется в виду влияние на величину y неучтенных факторов).

В практической работе часто приходится иметь дело со случайной величиной y, не подчиняющейся нормальному распределению. В этом случае почти всегда можно подобрать такую функцию преобразования, чтобы перейти от y к новой случайной величине $q = f(y)$, распределенной приближенно нормально. Второе требование (однородность дисперсий) также не всегда выполняется в условиях реального эксперимента. Если в этом случае удается найти функциональную зависимость $\sigma^2\{y\} = \psi(y)$, то оказывается возможным предложить такое преобразование случайной величины, которое позволяет получить однородные дисперсии. Более подробно о преобразованиях случайных величин см. работы [26, 50].

Стандартный метод оценки линии регрессии основан на использовании линейной зависимости относительно параметров модели

$$\hat{y} = b_0x_0 + b_1x_1 + b_2x_2 + \cdots + b_kx_k. \tag{7.53}$$

От уравнения (7.52) можно перейти к уравнению (7.53) следующим образом: вводится фиктивная переменная $x_0 = 1$ и члены порядка выше первого заменяются линейными членами.

С каждой из наблюдаемых величин y связана случайная ошибка ε, так что можно написать

$$\begin{cases} y_1 = b_0x_0 + b_1x_{11} + b_2x_{12} + \cdots + b_kx_{1k} + \varepsilon_1; \\ y_2 = b_0x_2 + b_1x_{21} + b_2x_{22} + \cdots + b_kx_{2k} + \varepsilon_2; \\ y_N = b_0x_0 + b_1x_{N1} + b_2x_{N2} + \cdots + b_kx_{Nk} + \varepsilon_N. \end{cases} \tag{7.54}$$

Систему линейных уравнений (7.54) можно записать в матричной форме

$$\boldsymbol{Y} = \boldsymbol{XB} + \boldsymbol{\varepsilon}. \tag{7.55}$$

Оценка неизвестных параметров β в выражениях (7.54) или (7.55) производится методом наименьших квадратов. Для этого требуется, чтобы сумма квадратов ошибок достигала минимума. Иными словами ищем минимум величины

$$S_R = \sum_{g=1}^{N} \varepsilon_g^2$$

по переменным $b_0, b_1, \ldots, b_k$.

В векторно-матричной форме

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \boldsymbol{Y} - \boldsymbol{XB};$$
$$S_R = \boldsymbol{\varepsilon}'\boldsymbol{\varepsilon} = (\boldsymbol{Y} - \boldsymbol{XB})'(\boldsymbol{Y} - \boldsymbol{XB});$$
$$S_R = \boldsymbol{Y}'\boldsymbol{Y} - 2\boldsymbol{B}'\boldsymbol{X}'\boldsymbol{Y} + \boldsymbol{B}'\boldsymbol{X}'\boldsymbol{XB}.$$

Для нахождения минимума S_R необходимо приравнять нулю градиент S_R, т. е. $\Delta_b S_R = 0$. Отсюда получаем следующую так называемую систему нормальных уравнений Гаусса.

$$\boldsymbol{X'XB} = \boldsymbol{X'Y}.$$

Решение этой системы имеет вид

$$\boldsymbol{B} = (\boldsymbol{X'X})^{-1}\boldsymbol{X'Y}. \tag{7.56}$$

Решение (7.56) имеет смысл, когда матрица $\boldsymbol{X'X}$ неособенная, при наличии дефекта ранга ищется обобщенная обратная матрица, подробнее см. работы [9, 32].

Из формулы (7.56) следует, что коэффициенты регрессии не могут быть определены независимо друг от друга. Если почему-либо изменится порядок аппроксимирующего полинома, то все вычисления нужно будет проводить заново, так как изменяются элементы обратной матрицы $(\boldsymbol{X'X})^{-1}$. Следовательно, изменение порядка полинома или опускание в нем хотя бы части членов приводит к изменению численного значения всех остальных коэффициентов регрессии. Такая неопределенность в оценке коэффициентов регрессии крайне затрудняет их физическую интерпретацию. В этом случае уравнение регрессии приходится рассматривать как интерполяционную формулу, пригодную лишь для оценки некоторого промежуточного значения по результатам остальных (N) значений $y_1, y_2, \ldots, y_N$. При таком использовании уравнения регрессии перераспределение численных значений для коэффициентов регрессии, связанное с изменением порядка приближения, не будет вызывать каких-либо недоумений.

От неопределенности, связанной с неоднозначной численной оценкой коэффициентов регрессии, можно избавиться, если эксперименты планировать по некоторой схеме, составленной так, чтобы в матрице планирования $\boldsymbol{X}$ скалярные произведения для всех вектор-столбцов были равны нулю. Легко видеть, что при таком «ортогональном» планировании матрица коэффициентов в нормальных уравнениях $\boldsymbol{X'X}$ станет диагональной [система нормальных уравнений распадается на $(k+1)$ независимых уравнений]. Коэффициенты регрессии будут определяться независимо друг от друга. Вычеркивание или добавление строк и столбцов в матрице $\boldsymbol{X'X}$ не будет изменять значения остальных коэффициентов регрессии.

Статистический анализ уравнения регрессии. Поскольку изменение выходной величины y носит случайный характер, приходится в каждой точке x_g факторного пространства проводить m параллельных опытов и результаты наблюдений $y_{g1}, y_{g2}, \ldots, y_{gm}$ осреднять:

$$\bar{y}_g = \frac{\sum_{l=1}^{m} y_{g,l}}{m}. \tag{7.57}$$

Таким образом, эксперимент делится на m серий опытов, в каждый из которых полностью реализуется матрица планирования. Перед реализацией плана на объекте необходимо рандомизировать варианты варьирования в каждой из m серий, т. е. с помощью таблицы случайных чисел определить последовательность реализации матрицы планирования в каждой из серии опытов.

Проверка выполнения второй предпосылки регрессионного анализа об однородности выборочных дисперсий s_g^2 (проверка воспроизводимости эксперимента) состоит в проверке гипотезы о равенстве дисперсий $\sigma^2\{y_1\} = \sigma^2\{y_2\} = \cdots = \sigma^2\{y_N\}$ при экспериментах соответственно в точках $x_1, x_2, \ldots, x_N$.

Несмещенные оценки дисперсий находятся по формуле

$$s_g^2 = \frac{1}{m-1}\sum_{l=1}^{m}(y_{g,l} - \bar{y}_g)^2.$$

Так как все дисперсии получены по выборкам одинакового объема m, то число степеней свободы для всех дисперсий одинаково и равно

$$\nu_{1b} = m - 1.$$

Для проверки гипотезы об однородности оценок дисперсий следует пользоваться критерием Кохрена, который основан на законе распределения отношения максимальной эмпирической дисперсии $s_{g\,\max}^2$ к сумме всех дисперсий, т. е.

$$G_{\max} = \frac{s_{g\,\max}^2}{\sum_{g=1}^{N} s_g^2}. \qquad (7.58)$$

Если вычисленное значение критерия $G_{\max}$ окажется меньше значения $G_{\text{кр}}$ для степеней свободы

$$\nu_{1b} = m - 1 \text{ и } \nu_{2b} = N$$

и для выбранного уровня значимости $q\%$ (обычно 5%), то гипотеза об однородности дисперсий принимается (таблицу значений $G_{\text{кр}}$ для разных ν_{1b}, ν_{2b} и q можно найти в [25]).

При этом всю группу дисперсий s_g^2 можно считать оценкой $s^2 = s^2(y)$ для одной и той же генеральной дисперсии воспроизводимости $\sigma^2\{y\}$, откуда

$$s^2 = \frac{\sum_{g=1}^{N} s_g^2}{N}$$

с $\nu_3 = N(m-1)$ степенями свободы.

Если проверка на воспроизводимость дала отрицательный результат, то остается признать невоспроизводимость эксперимента относительно управляемых переменных вследствие наличия флук-

туаций неуправляемых и неконтролируемых переменных, создающих на выходе большой уровень «шума». При этом следует увеличить число параллельных опытов.

После определения оценок коэффициентов регрессии необходимо проверить гипотезу о значимости коэффициентов b_i (проверка нуль-гипотезы $b_i = 0$). Проверка гипотезы проводится с помощью t-критерия Стьюдента, который при проверке нуль-гипотезы формируется как

$$t_i = \frac{|b_i|}{s\{b_i\}},$$

где $s^2\{b_i\}$ — дисперсия ошибки определения коэффициента b_i;

$$s^2\{b_i\} = \frac{s^2\{y\}}{Nm}. \qquad (7.59)$$

Если найденная величина параметра t превышает значение $t_{кр}$ (см. [25]) для числа степеней свободы $\nu_s = \nu_з = N(m-1)$ при заданном уровне значимости $q\%$, то гипотеза отвергается и коэффициент b_i признается значимым. В противном случае нуль-гипотеза принимается и коэффициент b_i считают статистически незначимым (т. е. равным нулю).

Поскольку ортогональное планирование позволяет определять доверительные границы для каждого из коэффициентов регрессии в отдельности, т. е. какой-либо из коэффициентов окажется незначимым, он может быть отброшен без пересчета всех остальных. После этого математическая модель объекта составляется в виде уравнения связи выходного параметра y и переменных x_i, включающего только значимые коэффициенты.

Чтобы проверить гипотезу об адекватности представления результатов эксперимента найденным уравнениям связи, достаточно оценить отклонение предсказанной уравнением регрессии выходной величины $\hat{y}_g$ от результатов эксперимента $\bar{y}_g$ в точках x_g факторного пространства. Рассеяние результатов эксперимента вблизи уравнения связи, аппроксимирующего искомую функциональную зависимость, можно охарактеризовать с помомщью дисперсий неадекватности $\sigma^2_{ад}$, оценку которой проводят по

$$s^2_{ад} = \frac{1}{N-k-1}\sum_{g=1}^{N}(\bar{y}_g - \hat{y}_g)^2. \qquad (7.60)$$

Дисперсия неадекватности определяется с числом степеней свободы $\nu_{ад} = N - k - 1$.

Проверка адекватности состоит, по сути дела, в выяснении соотношения между дисперсией неадекватности $\sigma^2_{ад}$ и дисперсией воспроизводимости $\sigma^2\{y\}$. Если $\sigma^2_{ад}$ не превышает дисперсии опыта, то полученная математическая модель адекватно представляет результаты эксперимента, если же $\sigma^2_{ад} > \sigma^2\{y\}$, то описание считается неадекватным объекту.

Проверка гипотезы об адекватности проводится с использованием F-критерия Фишера. Критерий Фишера позволяет проверить нуль-гипотезу о равенстве двух генеральных дисперсий $\sigma^2_{ад}$ и $\sigma^2\{y\}$ в том случае, если выборочные дисперсии $s^2_{ад} > s^2\{y\} = s^2$;

F-критерий формируется как отношение $F = \frac{s^2_{ад}}{s^2}$.

Если вычисленное значение критерия меньше $F_{кр}$, найденного по статистическим таблицам [25] для соответствующих степеней свободы

$$\nu_{1\,ад} = \nu_{ад} = N - k - 1 \text{ и } \nu_2 = \nu_s = N(m-1)$$

при заданном уровне зависимости $q_{ад}\%$, то нуль-гипотеза принимается. В противном случае гипотеза отвергается, и описание признается неадекватным объекту, при этом необходимо переходить к более сложной форме уравнения связи либо, если это возможно, проводить эксперимент с меньшим шагом варьирования.

Для определения точности математической модели следует провести интервальное оценивание, т. е. построить доверительные интервалы для выходной величины y и для каждого коэффициента регрессии b_i. Доверительные интервалы определяются с помощью t-критерия Стьюдента:

$$\hat{y} - t_{q\nu_s} s\{y\} \leqslant y \leqslant \hat{y} + t_{q\nu_s} s\{y\}; \tag{7.61}$$

$$b_i - t_{q\nu_s} s\{b_i\} \leqslant \beta_i \leqslant b_i + t_{q\nu_s} s\{b_i\}, \tag{7.62}$$

где значения $t_{q\nu_s}$ берутся из таблиц t-распределения [24] для $q\%$ уровня значимости и ν_s степенной свободы.

Полный и дробный факторные эксперименты. Ортогональной матрицей планирования обладает часто применяемый для построения математических моделей полный факторный эксперимент и дробные реплики от него. Полным факторным экспериментом (ПФЭ) называется эксперимент, реализующий все возможные неповторяющиеся комбинации уровней независимых переменных, каждая из которых принудительно варьируется на двух уровнях. Число этих комбинаций $N = 2^k$ определяет тип планирования. Пользуясь таким планированием, можно вычислить коэффициенты регрессии неполного квадратного уравнения, т. е. оценить все линейные эффекты и все взаимодействия. Эффекты высоких порядков такими планами, как известно, не оцениваются.

Если при решении той или иной задачи можно ограничиться линейным приближением (взаимодействие второго и высших порядков отсутствуют или пренебрежимо малы), то полный факторный эксперимент 2^k также оказывается недостаточно эффективным, особенно при большом k. При линейном росте числа независимых переменных число опытов для полного факторного эксперимента

растет по показательной функции, в результате слишком много степеней свободы остается на проверку гипотезы адекватности и увеличивается стоимость эксперимента. Если можно ограничиться линейным приближением, то число опытов можно резко снизить, используя для планирования так называемые дробные реплики от полного факторного эксперимента.

Дробным факторным экспериментом (ДФЭ) называется эксперимент, реализующий часть (дробную реплику) полного факторного эксперимента.

Рассмотрим применение ПФЭ и ДФЭ на следующем примере.

Требуется найти математическую модель процесса образования размера динамической настройки (в каком-то сечении) в зависимости от параметров режима обработки, скорости резания, подачи, припуска. Априори нам известно, что значительную часть размера динамической настройки составляют упругие перемещения или деформации, которые в малом зависят линейно от сил и моментов сил резания. Теория резания предлагает нам степенные модели для зависимости сил от параметров режима. Поэтому в нашем случае мы также постулируем степенную модель вида

$$A'_{\text{д}} = Cv^{\beta_1}s^{\beta_2}z^{\beta_3}, \tag{7.63}$$

где $A'_{\text{д}}$ — размер динамической настройки;
v — скорость резания;
s — подача;
z — припуск;
C, β_1, β_2, β_3 — параметры модели, подлежащие определению.

Прежде всего преобразуем переменные модели следующим образом:

$$\left.\begin{aligned} x_1 &= \frac{2(\lg v - \lg v_{\max})}{\lg v_{\max} - \lg v_{\min}} + 1; \\ x_2 &= \frac{2(\lg s - \lg s_{\max})}{\lg s_{\max} - \lg s_{\min}} + 1; \\ x_3 &= \frac{2(\lg z - \lg z_{\max})}{\lg z_{\max} - \lg z_{\min}} + 1. \end{aligned}\right\} \tag{7.64}$$

Верхние и нижние границы изменения переменных v, s и z в формулах (7.61) называются уровнями варьирования, они выбираются из технологических условий и задают диапазон действия формулы (7.62). Геометрически этот диапазон представляет собой куб в трехмерном пространстве (для трехфакторной задачи).

Используя формулы (7.64), уравнение (7.63) можно записать так:

$$y = b_0x_0 + b_1x_1 + b_2x_2 + b_3x_3, \tag{7.65}$$

где

$$y = \lg A'_{\text{д}};$$

$$b_0 = \lg C + \beta_1 \frac{\lg v_{max} + \lg v_{min}}{2} + \beta_2 \frac{\lg s_{max} + \lg s_{min}}{2} +$$

$$+ \beta_3 \frac{\lg z_{max} + \lg z_{min}}{2};$$

$$b_1 = \beta_1 \frac{\lg v_{max} - \lg v_{min}}{2};$$

$$b_2 = \beta_2 \frac{\lg s_{max} - \lg s_{min}}{2};$$

$$b_3 = \beta_3 \frac{\lg z_{max} - \lg z_{min}}{2};$$

$x_0 = 1$ — фиктивная переменная.

Матрица плана полного факторного эксперимента для трехфакторной задачи имеет вид:

№ экспериментальной точки	x_0	x_1	x_2	x_3
1	1	−1	−1	−1
2	1	1	−1	−1
3	1	−1	1	−1
4	1	1	1	−1
5	1	−1	−1	+1
6	1	1	−1	1
7	1	−1	1	1
8	1	1	1	1

т. е. эксперимент ставится в вершинах куба, ограничивающего факторное пространство.

В уравнении (7.65) нужно оценить только линейные эффекты, параметры b_0, b_1, b_2 и b_3. Следовательно, четыре степени свободы останутся для проверки адекватности. В этом случае можно воспользоваться дробной репликой от эксперимента типа 2^3. Возьмем полный факторный эксперимент типа 2^2 и произведение x_1x_2 (парное взаимодействие) приравняем третьему фактору x_3. Получим полуреплику 2^{3-1}. Говорят, что полуреплика задана генерирующим соотношением x_1x_2. Можно задаться генерирующим соотношением — x_1x_2, тогда мы получим вторую полуреплику (о планах дробных реплик см. [28]).

Матрица полуреплики имеет четыре строки, следовательно, можно оценить четыре параметра, но не останется ни одной степени свободы для проверки адекватности. Добавим еще две экспериментальные точки, поместив их в центре куба, т. е. в начале

координат пространства x_1 x_2, x_3. Матрица плана такого эксперимента запишется следующим образом:

№ экспериментальной точки	x_0	x_1	x_2	x_3
1	1	−1	−1	−1
2	1	1	1	−1
3	1	1	−1	1
4	1	−1	1	1
5	1	0	0	0
6	1	0	0	0

Отсюда формулы (7.56) для определения параметров будут

$$\left.\begin{aligned} b_0 &= \frac{1}{6}(y_1 + y_2 + y_3 + y_4 + y_5 + y_6);\\ b_1 &= \frac{1}{4}(-y_1 + y_2 + y_3 - y_4);\\ b_2 &= \frac{1}{4}(-y_1 + y_2 - y_3 + y_4);\\ b_3 &= \frac{1}{4}(-y_1 - y_2 + y_3 + y_4). \end{aligned}\right| \qquad (7.66)$$

Пример. Эксперимент проводился на станке 1722. Условия проведения эксперимента были следующие. Инструмент — резец с трехгранной пластинкой из твердого сплава Т14К8. Заготовка — прокат сталь 45, твердость 190 HB, $d = 75$ мм, $l = 400$ мм. Уровни варьирования параметров режима: 40 м/мин $\leqslant v \leqslant$ 150 м/мин; 0,2 мм/об $\leqslant s \leqslant$ 0,55 мм/об; 1 мм $\leqslant z \leqslant$ 4 мм.

Средний уровень, соответствующий центральным точкам планирования

$$v_{ср} = \sqrt{v_{max} v_{min}} = 105 \text{ м/мин};$$

$$s_{ср} = \sqrt{s_{max} s_{min}} = 0{,}35 \text{ мм/об};$$

$$z_{ср} = \sqrt{z_{max} z_{min}} = 2{,}5 \text{ мм}.$$

В рассматриваемом случае в каждой точке факторного пространства ставилось три параллельных опыта, $m = 3$. Результаты представлены в табл. 7.1.

Однородность дисперсий (воспроизводимость эксперимента) проверяем по формуле (7.58):

$$G_{max} = 0{,}308.$$

Табличное значение $G_{кр} = 0{,}6161$ для $\nu_{1b} = 2$, $\nu_{2b} = 6$ и $q = 5\%$. Следовательно, с вероятностью 95% можно утверждать о воспроизводимости эксперимента.

Далее находим оценки коэффициентов регрессии по формулам (7.66):

$$b_0 = -0{,}843;\ b_1 = -0{,}050;\ b_2 = 0{,}119;\ b_3 = 0{,}142.$$

Проверка значимости коэффициентов b_i связана с вычислением дисперсий оценок, которое произвести по формуле (7.59) нельзя, так как она не учитывает неодинаковости диагональных членов матрицы $(\boldsymbol{X}'\boldsymbol{X})^{-1}$. Для подсчета этих дисперсий воспользуемся общей формулой, связывающей ковариационные матрицы векторов $\boldsymbol{Y}$ и $\boldsymbol{B}$:

$$D_B = (\boldsymbol{X}'\boldsymbol{X})^{-1}\sigma^2\{y\}.$$

В табл. 7.1 приведены дисперсии $s^2\{b_i\}$, значения показателя Стьюдента для каждого коэффициента и табличное критическое значение $t_{кр} = 2{,}1788$ для $\nu_s = 12$ и $q = 5\%$. Все показатели Стьюдента t_i превышают критические значения, следовательно, все коэффициенты значимы.

Таблица 7.1

№ экспериментальной точки	Серии 1	Серии 2	Серии 3	$\bar{y}_g$	s^2_g	s^2	b_i	$s^2\{b_i\}$	t_i	$t_{кр}$
$A'_{д1}$	0,095	0,090	0,095	—1,03	$1{,}92\cdot10^{-4}$		—0,843	$0{,}29\cdot10^{-4}$	155	
$A'_{д2}$	0,130	0,135	0,140	—0,87	$3{,}06\cdot10^{-4}$		—0,050	$0{,}44\cdot10^{-4}$	7,5	
$A'_{д3}$	0,145	0,140	0,150	—0,84	$3{,}25\cdot10^{-4}$		0,119	$0{,}44\cdot10^{-4}$	17,8	
$A'_{д4}$	0,315	0,320	0,310	—0,50	$0{,}36\cdot10^{-4}$	$1{,}76\cdot10^{-4}$	0,142	$0{,}44\cdot10^{-4}$	21,4	2,1788
$A'_{д5}$	0,12	0,125	0,12	—0,91	$0{,}37\cdot10^{-4}$					
$A'_{д6}$	0,125	0,13	0,125	—0,90	$0{,}97\cdot10^{-4}$					

Для проверки адекватности вычисляем дисперсию неадекватности по формуле (7.60) и значение F = отношения:

$$s^2_{ад} = 5{,}34\cdot10^{-4};\ F = \frac{5{,}34\cdot10^{-4}}{1{,}76\cdot10^{-4}} = 3{,}03;$$

$$F_{кр} = 5{,}095 \text{ для } \nu_{1ад} = 2 \text{ и } \nu_{2ад} = 12.$$

Так как $F < F_{кр}$, то полученная модель адекватна исследуемому явлению.

Пятипроцентные доверительные интервалы для $\hat{y}$ и b имеют следующий вид:

$\hat{y} \pm 0{,}0004$ — для всех точек;
$b \pm 0{,}0001$ — для всех точек.

Окончательно, имеем следующую модель:

$$A_д' = 0{,}039 v^{0{,}35} s^{0{,}37} z^{0{,}47}.$$

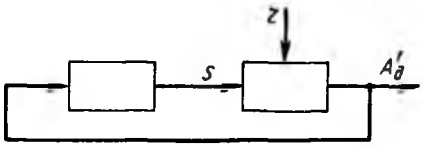


Рис. 7.48. САУ для стабилизации размера динамической настройки

Таким образом, мы получили математическое описание объекта управления, которое будет использовано в дальнейшем для расчета статического режима САУ, причем построение доверительных интервалов дает возможность оценить не только точность самой модели, но и точность всей САУ.

Статический расчет САУ сводится к определению требуемого коэффициента усиления, чтобы обеспечить заданную точность стабилизации размера динамической настройки, и к определению диапазона управляющих воздействий. Вначале рассмотрим САУ для стабилизации размера динамической настройки за счет изменения продольной подачи (рис. 7.48).

Уравнение объекта

$$A_д' = C z^{b_1} s^{b_2}. \tag{7.67}$$

Регулятор пропорционального типа

$$s - s_0 = -k_р (A_д' - A_{д0}'), \tag{7.68}$$

где s — управляющее воздействие, вход регулятора;
$k_р$ — коэффициент усиления регулятора;
$A_д'$ — измеренное значение упругого перемещения.

В том случае, когда уравнение объекта допускает линеаризацию в окрестности точки (z_0, s_0) с допустимой погрешностью, уравнения (7.67) и (7.68) образуют следующую систему:

$$\begin{cases} A_д' = A_{д0}' + \dfrac{\partial A_д'}{\partial z_0}(z - z_0) + \dfrac{\partial A_д'}{\partial s_0}(s - s_0); \\ s - s_0 = -k_р (A_д' - A_{д0}'), \end{cases} \tag{7.69}$$

где

$$\frac{\partial A_д'}{\partial z_0} = C b_1 z^{b_1 - 1} s_0^{b_2};$$

$$\frac{\partial A_д'}{\partial s_0} = C z_0^{b_1} b_2 s_0^{b_2 - 1}.$$

Систему (7.69) некоторым линейным преобразованием можно привести к виду

$$\begin{cases} \Delta A_д' = b_1 \Delta z + b_2 \Delta s; \\ \Delta s = -k_р \Delta A_д' \dfrac{A_{д0}'}{s_0}, \end{cases} \tag{7.70}$$

где

$$\Delta A'_{д} = \frac{A'_{д} - A'_{д0}}{A'_{д0}}; \quad \Delta z = \frac{z - z_0}{z_0}; \quad \Delta s = \frac{s - s_0}{s_0}.$$

Полученная система называется системой в безразмерных относительных отклонениях.

Величина $\Delta A'_{д.\,зад}$ характеризует точность стабилизации данной системой значения $A'_{д}$ на заданном уровне $A'_{д0}$. Заданный размах возмущений (например, колебаний припуска на обработку) обозначим через $\Delta z_{зад}$. Отсюда из системы (7.70) легко установить требуемое значение коэффициента усиления регулятора, чтобы обеспечить заданную точность при заданном размахе возмущающего воздействия:

$$k_р = \frac{b_1 \dfrac{\Delta z_{зад}}{\Delta A'_{д.\,зад}} - 1}{b_2 \dfrac{A_{д0}}{s_0}}. \tag{7.71}$$

Требуемый диапазон управляющего воздействия Δs также легко определить из системы (7.70), если заданы $k_р$ и $\Delta z_{зад}$:

$$\Delta s = -\frac{k_р \dfrac{A'_{д0}}{s_0} b_1}{1 + k_р \dfrac{A'_{д0}}{s_0} b_2} \Delta z_{зад} \tag{7.72}$$

В качестве примера возьмем модель системы СПИД гидрокопировального полуавтомата 1722. При средней скорости резания $v = 105$ м/мин линеаризованное уравнение объекта будет иметь следующий вид:

$$\Delta A'_{д} = 0{,}47\,\Delta z + 0{,}37\,\Delta s.$$

Зададимся точностью поддержания упругого перемещения в 5% от заданного значения, тогда $\Delta A'_{д.\,зад} = \pm 0{,}05$. Размах возмущающего воздействия, колебания припуска пусть будет $\Delta z_{зад} = \pm 0{,}9$. Номинальный режим системы имеет координаты $z_0 = 2{,}5$ мм; $s_0 = 0{,}35$ мм/об; $A'_{д0} = 0{,}12$ мм.

Требуемый коэффициент усиления $k_р = 66$ мм/об/мм. Требуемый диапазон управляющего воздействия, изменение подачи $\Delta s = \pm 1{,}13$.

Так как модуль Δs больше единицы, это говорит о том, что нижняя граница диапазона подач меньше нуля. Такое, на первый взгляд, абсурдное положение возникло в результате линеаризации исходной нелинейной модели.

Произведем расчет требуемого коэффициента усиления для нелинейной модели вида

$$A'_{д} = Cz^{b_1}s^{b_2}.$$

Заданные значения $A'_{д0}$ и $\Delta A'_{д.\,зад}$ определяют верхнюю $A'_{д1}$ и нижнюю $A'_{д2}$ границы изменения $A'_д$:

$$A'_{д1} = A'_{д0}(1 + \Delta A'_{д.\,зад});$$

$$A'_{д2} = A'_{д0}(1 - \Delta A'_{д.\,зад}).$$

Заданные значения z_0 и $\Delta z_{зад}$ также определяют верхнюю $A'_{д1}$ и нижнюю $A'_{д2}$ границы изменения $A'_д$.

Точкам $(z_1,\ A'_{д1})$ и $(z_2,\ A'_{д2})$ соответствуют вполне определенные значения управляющего воздействия s_1 и s_2, которые можно рассчитать, пользуясь формулой (7.72):

$$s_1 = C^{-\frac{1}{b_2}} z_1^{-\frac{b_1}{b_2}} A'^{\left(\frac{1}{b_2}\right)}_{д1};$$

$$s_2 = C^{-\frac{1}{b_2}} z_2^{-\frac{b_1}{b_2}} A'^{\left(\frac{1}{b_2}\right)}_{д2}.$$

Характеристика регулятора, задаваемая уравнением (7.68), должна проходить через точку $(s_0,\ A'_{д0})$. Таким образом, характеристику регулятора можно провести через точки с координатами $(s_0,\ A'_{д0})$ и $(s_1,\ A'_{д1})$ или $(s_0,\ A'_{д0})$ и $(s_2,\ A'_{д2})$. При этом получим две прямые с разными углами наклона α к оси ординат Y (рис. 7.49) Уравнения этих прямых будут следующие:

$$\frac{s - s_0}{s_1 - s_0} = \frac{A'_д - A'_{д0}}{A'_{д1} - A'_{д0}} \quad \text{и} \quad \frac{s - s_0}{s_2 - s_0} = \frac{A'_д - A'_{д0}}{A'_{д2} - A'_{д0}}.$$

Отсюда угловые коэффициенты прямых ($\operatorname{tg}\alpha_1$ и $\operatorname{tg}\alpha_2$), представляющие собой коэффициенты усиления регулятора, будут соответственно:

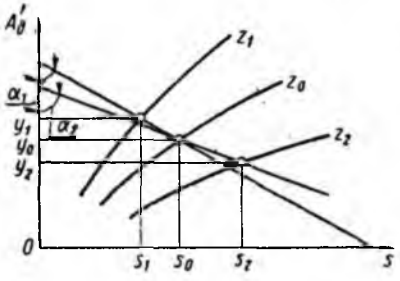
$$k_{р1} = \frac{s_1 - s_0}{A'_{д1} - A'_{д0}} \quad \text{и} \quad k_{р2} = \frac{s_2 - s_0}{A'_{д2} - A'_{д0}}.$$

Очевидно, нужно из двух значений коэффициентов выбрать большее. Для предыдущего примера $k_{р1} = 23$, $k_{р2} = 105$.

Удовлетворив заданным требованиям по точности, можно рассчитать увеличение средней подачи, т. е. повышение производительности. Для этого необходимо задаться распределением припуска по деталям в партии, подлежащей обработке. Пусть припуски распределятся по партии с плотностью $f(z)$, тогда среднее значение (математическое ожидание) подачи в партии будет

$$s_{ср} = \int_{-\infty}^{\infty} \varphi(z) f(z)\, dz; \quad (7.73)$$

Рис. 7.49. Семейство статических характеристик САУ



где $\varphi(z)$ — зависимость между подачей и припуском, соответствующая уравнениям (7.67) и (7.68) или системе (7.69).

Для линеаризованной системы (7.69)

$$\varphi(z) = s_0 - \frac{k_p \frac{A'_{д0}}{s_0} b_1}{1 + k_p \frac{A'_{д0}}{s_0} b_2} \frac{s_0}{A'_{д0}} (z - z_0). \qquad (7.74)$$

Для исходной нелинейной системы

$$\varphi(z) = A'^{\frac{1}{b_2}}_{д0} C^{-\frac{1}{b_2}} z^{-\frac{b_1}{b_2}}. \qquad (7.75)$$

Формула (7.75) получилась в предположении, что коэффициент усиления достаточно велик и $A'_д$ все время находится вблизи $A'_{д0}$.

Для данного примера зададимся нормальным распределением припуска с параметрами $M[Z] = z_0$ и среднеквадратическим отклонением

$$\sigma = \frac{z_1 - z_2}{6},$$

т. е.

$$f(z) = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{(z-z_0)^2}{2\sigma^2}}$$

Для линеаризованной системы средняя подача

$$s_{ср} = s_0 = 0{,}35 \text{ мм/об}.$$

Для исходной нелинейной системы

$$s_{ср} = \int_{-\infty}^{\infty} \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}} C^{-\frac{1}{b_2}} A'^{\frac{1}{b_2}}_д z^{-\frac{b_1}{b_2}} e^{-\frac{(z-z_0)^2}{2\sigma^2}} dz. \qquad (7.76)$$

Интеграл в правой части формулы (7.76) через элементарные и специальные функции не выражается. Будем вычислять его приближенными методами. Заменим функцию $z^{-\frac{b_1}{b_2}}$ интерполяционным полиномом Лагранжа $Q(z)$ второй степени, т. е. произведем квадратичное аппроксимирование:

$$Q(z) = a_0 + a_1 z + a_2 z^2.$$

Количество узлов интерполяции возьмем равным трем в точках z_0, z_1 и z_2 Найденные значения коэффициентов: $a_0 = 1{,}71$; $a_1 = -0{,}74$; $a_2 = 0{,}125$.

Теперь формулу (7,76) можно записать так:

$$s_{ср} = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}} C^{-\frac{1}{b_2}} A'^{\left(\frac{1}{b_2}\right)}_{до} \int_{-\infty}^{\infty} (a_0 + a_1 z + a_2 z^2) \times$$

$$\times e^{-\frac{(z-z_0)^2}{2\sigma^2}} dz. \qquad (7.77)$$

Все интегралы в выражении (7.77) сводятся к известным интегралам Пуанссона. Окончательно

$$s_{ср} = C^{-\frac{1}{b_2}} A'_{до}{}^{\left(\frac{1}{b_2}\right)} (a_0 + a_1 z_0 + a_2 z_0^2 + a_2 \sigma^2). \qquad (7.78)$$

Подставляя в формулу (7.78) значения, получаем $s_{ср} =$ 0,39 мм/об, что несколько выше средней подачи, рассчитанной в условиях линеаризованной системы.

Замечание по поводу статического расчета систем, работающих по принципу компенсации упругих перемещений за счет изменения размера статической настройки. Из структурной схемы рис. 7.50 видно, что регулятор такой САУ представляет собой как бы автономную следящую систему. Входом на эту систему является упругое перемещение, замеряемое каким-либо датчиком, выходом — компенсирующее изменение размера статической настройки ΔA_c, также измеряемое датчиком и сопоставляемое с величиной упругого перемещения. Сам объект управления (процесс резания) не оказывает никакого влияния на точность работы следящей системы, которая в основном определяется величиной зоны нечувствительности, так как наличие интегрирующего звена сводит в идеальном случае статическую ошибку к нулю. Величина зоны нечувствительности определяется видом применяемых элементов, например, гистерезисом поляризованного реле, напряжением трогания серводвигателя и т. п. Более подробно см. [46].

Динамический расчет САУ. В процессе разработки системы автоматического регулирования конструктору приходится учитывать весьма разнообразный комплекс требований, связанных с различными ее характеристиками. Эти требования можно объединить в некоторые основные группы.

К первой группе следует отнести требования, связанные со статическими и динамическими свойствами системы регулирования. Среди них важнейшее место занимают точностные характеристики. Они определяют ошибки, которые может иметь система регулирования в различных режимах. Если бы законы изменения во времени входных и возмущающих воздействий были точно известны заранее, то известная ошибка системы в каждый момент времени явилась бы ее исчерпывающей динамической характеристикой.

На самом деле эти законы практически никогда не известны. Поэтому приходится использовать точностные характеристики для некоторых типовых входных и возмущающих воздей-

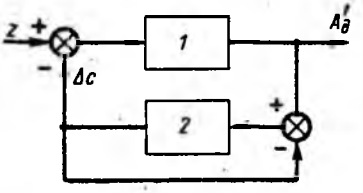


Рис. 7.50. Структурная схема САУ для компенсации упругих перемещений за счет изменения размера статической настройки:

1 — объект управления; 2 — регулятор

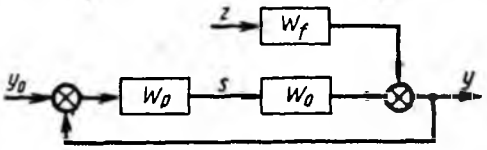


Рис. 7.51. Структурная схема САУ упругими перемещениями на станке 1722:

W_f и W_0 — передаточные функции объекта управления по возмущению z и по управлению s; $W_р$ — передаточная функция регулятора; $A_д^*$ — измеренное значение упругого перемещения; $A_{д0}^*$ — заданное значение упругого перемещения

ствий детерминированного или случайного вида. Однако в этом случае ошибки в типовых режимах уже не могут полностью характеризовать динамических свойств системы регулирования. Это заставляет использовать некоторые вспомогательные оценки или критерии качества. К ним, в первую очередь, следует отнести оценки запаса устойчивости, определяемого по близости системы к колебательной границе устойчивости, и оценки быстродействия, определяемого по быстроте протекания процессов или по ширине полосы пропускания частот. Могут использоваться и другие качественные оценки, определяющие, например, близость проектируемой системы к оптимальной по некоторому критерию оптимальности, динамические диапазоны работы системы при «ползучих» скоростях движения, способность сохранять свои динамические характеристики при технологических разбросах параметров регулируемых объектов и т. п.

Таким образом, в процессе проектирования необходимо учитывать весьма большой круг требований. В принципе возможно построение оптимальной системы регулирования, если одну или несколько ее технических характеристик положить в основу критерия оптимальности и затем определить условия получения его оптимального значения. Однако это еще не будет означать, что полученная таким образом система будет наилучшей (оптимальной) с точки зрения удовлетворения всему комплексу требований к ней. Математическая теория оптимального синтеза систем регулирования пока еще не в состоянии решать задачу подобного рода.

Рассмотрим вопросы синтеза систем регулирования с точки зрения удовлетворения требований к ним по точности. На некоторые вопросы, связанные со статической точностью, были даны ответы выше. Однако важное значение имеют динамические свойства системы. Рассмотрим на конкретном примере анализ динамической точности и устойчивости системы автоматического регулирования. На рис. 7.51 показана САУ для стабилизации упругих перемещений за счет изменения подачи на станке 1722. Определение динамических свойств (передаточных функций $W = W_р W_0$ и W_f) системы производилось путем осциллографирования переходных функций, соответствующих передаточным, и последующей обработке полученных осциллограмм.

Большинство реальных объектов автоматического управления с достаточной степенью точности могут аппроксимироваться урав-

линиями первого или второго порядка [5, 24, 31]:

$T_0 \frac{d\varphi(t)}{dt} + \varphi(t) = k_0\mu(t)$ — уравнение первого порядка;

$T_0 \frac{d\varphi(t)}{dt} + \varphi(t) = k_0\mu(t-\tau)$ — уравнение первого порядка с запаздыванием;

$T_1T_2 \frac{d^2\varphi(t)}{dt^2} + (T_1+T_2)\frac{d\varphi(t)}{dt} + \varphi(t) = k_0\mu(t)$ — уравнение второго порядка;

$T_0^2 \frac{d^2\varphi(t)}{dt^2} + 2T_0\frac{d\varphi(t)}{dt} + \varphi(t) = k_0\mu(t-\tau)$ — уравнение второго порядка с запаздыванием;

здесь $\mu(t)$ — входное воздействие;
$\varphi(t)$ — выходная величина;
k_0 — коэффициент усиления;
τ — время запаздывания;
T_0, T_1, T_2 — постоянные времени.

Задача заключается в нахождении постоянных времени и времени запаздывания непосредственно по экспериментально снятой кривой переходного процесса. Из-за наличия в системах автоматического управления упругими перемещениями звеньев с распределенными параметрами (например, трубопроводы в гидравлической части САУ), а также вследствие высокого порядка системы будем в качестве аппроксимирующих выбирать звенья первого и второго порядка с запаздыванием.

Для нахождения параметров уравнения первого порядка с запаздыванием необходимо:

1) по значениям координат экспериментальной кривой переходного процесса в установившемся режиме и по величине скачкообразного возмущения определяем коэффициент усиления звена

$$k_0 = \frac{\varphi(\infty) - \varphi(0)}{\mu(\infty) - \mu(0)};$$

2) экспериментальная кривая переходного процесса тарируется:

$$\bar{\varphi}(t) = \frac{\varphi(t) - \varphi(0)}{\varphi(\infty) - \varphi(0)};$$

3) по тарированной кривой переходного процесса для $\bar{\varphi}_1 = 0{,}7$ и $\bar{\varphi}_2 = 0{,}33$ находим соответственно t_1 и t_2;

4) вычисляем значения времени запаздывания и постоянной времени

$$\tau = \frac{3t_2 - t_1}{2}; \qquad T_0 = \frac{t_1 - \tau}{1{,}2};$$

5) типовая переходная кривая совпадает с экспериментальной при $\bar{\varphi} = 0$; $\bar{\varphi} = 0{,}33$; $\bar{\varphi} = 0{,}7$. Значения кривой $\varphi = 0{,}5507$ при

$t = 0{,}8T_0 + \tau$, $\bar{\varphi} = 0{,}865$ при $t = 2T_0 + \tau$ необходимо сравнить со значениями экспериментальной кривой. При наличии больших расхождения необходимо переходить к аппроксимации вторым порядком.

Для уравнения второго порядка с одинаковыми постоянными времени и с запаздыванием нахождение коэффициента усиления, тарировка экспериментальной кривой производится так же, как и в предыдущем случае. Затем по тарированной кривой переходного процесса для $\bar{\varphi}_1 = 0{,}7$ находим t_1. Далее при $t_2 = \frac{t_1}{3}$ определяем $\bar{\varphi}_2$. Если $\bar{\varphi}_2 < 0{,}131$, то уравнение апроксимируется вторым порядком с запаздыванием.

1. По тарированной кривой переходного процесса при $\bar{\varphi} = 0{,}131$ находим t_2'.

2. Вычисляем значения времени запаздывания и постоянной времени:

$$\tau = \frac{3t_2' - t_1}{2}; \quad T_0 = \frac{t_1 - \tau}{2{,}4}.$$

3. Типовая кривая совпадает с экспериментальной при $\bar{\varphi} = 0$; $\bar{\varphi} = 0{,}181$; $\bar{\varphi} = 0{,}7$. Значения кривой $\bar{\varphi} = 0{,}48$ при $t = 1{,}6\,T_0 + \tau$ и $\varphi = 0{,}91$ при $t = 4T + \tau$ необходимо сравнить со значениями экспериментальной тарированной кривой. При наличии ощутимого расхождения необходимо переходить к аппроксимации более высоким порядком.

Ввиду нелинейности статических характеристик объекта переходные кривые должны определяться в разных точках технологического диапазона режимов обработки (в разных точках факторного пространства). Для сокращения времени, количества и стоимости экспериментов точки факторного пространства выбирались такими же, как и в задаче определения статических характеристик объекта управления методом дробного факторного эксперимента.

Расчетно-экспериментальным путем было определено, что для получения записи переходного процесса с достаточной амплитудой изменение подачи копировального суппорта должно быть не менее 0,02 мм/об. Это соответствует 10% от минимальной подачи при проведении эксперимента, равной 0,2 мм/об. При больших продольных подачах приращение также всегда составляло 10% от номинала. Изменение продольной подачи было направлено внутрь исследуемой области (внутрь куба факторного пространства), а в центральных точках подача изменялась в сторону увеличения и уменьшения.

В рассматриваемой САУ регулирование подачей осуществлялось дросселированием масла на выходе гидроцилиндра посредством гидрозолотника с электроуправлением Г-68, а измерение упругого перемещения — посредством динамометрической резцедержки и индуктивного датчика БВ-844. Изменение подачи в про-

процесс обработки заготовки достигалось подачей ступеньки напряжения на обмотку управления золотника. Соответствующее изменение упругого перемещения, регистрируемое индуктивным датчиком и представляющее переходную кривую, записывалось на шлейфовом осциллографе Н700. Переходные кривые, полученные в результате экспериментов, аппроксимировались уравнением первого порядка с запаздыванием. Последующая проверка показала, что экспериментальная кривая достаточно хорошо совпадает с типовой кривой.

В различных точках факторного пространства время запаздывания τ менялось от 0,15 до 0,13 с, а постоянная времени T от 0,26 до 0,23 с. Это позволяет сделать вывод о независимости динамических свойств разомкнутой САУ от напряженности режима, т. е. емкости непосредственно процесса резания, очевидно, много меньше емкости гидропривода. Впрочем, возможно, допустимы и иные толкования.

Передаточная функция разомкнутой системы, соответствующая уравнению первого порядка с запаздыванием, будет иметь следующий вид:

$$\hat{W}(p) = \frac{ke^{-\tau p}}{Tp+1} = \frac{Y(p)}{E(p)}. \qquad (7.79)$$

Передаточная функция замкнутой системы

$$\Phi(p) = \frac{Y(p)}{Y_0(p)} = \frac{ke^{-\tau p}}{Tp+1+ke^{-\tau p}}. \qquad (7.80)$$

Передаточная функция соответствующей разомкнутой системы без запаздывания

$$W(p) = \frac{k}{Tp+1}. \qquad (7.81)$$

Выражение для амплитудно-фазовой характеристики разомкнутой системы можно найти из соотношений (7.80) и (7.81), заменив p на $j\omega$:

$$W(j\omega) = H(\omega)e^{j\theta(\omega)}; \qquad (7.82)$$

$$\hat{W}(j\omega) = H(\omega)e^{j[\theta(\omega)-\tau\omega]}, \qquad (7.83)$$

где $H(\omega)$ — амплитудная характеристика;

$\theta(\omega)$ — фазовая характеристика.

Анализ амплитудно-фазовой характеристики (7.83) приводит к заключению, что запаздывание не влияет на вид амплитудной характеристики $H(\omega)$. Системы, отличающиеся друг от друга лишь величиной запаздывания, имеют, как это видно из формулы (7.83), одинаковые амплитудные и различные фазовые характеристики. Следовательно, в таких системах не существует однозначной связи между амплитудными и фазовыми частотными характеристиками и они не относятся к числу минимально-фазовых систем.

Характеристическое уравнение с запаздыванием

$$Tp + 1 + ke^{-\tau p} = 0 \qquad (7.8$$

отличается от характеристического уравнения системы без запаздывания

$$Tp + 1 + k = 0$$

тем, что его левая часть является не полиномом, а трансцендентной функцией от p. Для анализа устойчивости систем с запаздыванием целесообразно воспользоваться частотным критерием устойчивости, применимым к системам с постоянным запаздыванием.

Фазовая характеристика разомкнутой системы с запаздыванием по сравнению к системой без запаздывающего звена имеет отрицательное приращение, пропорциональное частоте ω, где коэффициентом пропорциональности является время запаздывания. Поэтому вследствие отрицательного приращения фазы с возрастанием ω возможно нарушение устойчивости системы, вызываемое запаздыванием.

Можно найти связь между постоянной времени T, временем запаздывания τ и коэффициентом усиления k, отвечающую условиям устойчивости. Для этого находим точку пересечения единичной окружности с годографом амплитудно-фазовой характеристики (7.83), рис. 7.52. Частоту, соответствующую точке пересечения, обозначим через ω_1, а фазовый угол годографа — через θ_1. Тогда уравнение границы устойчивости будет [46]

$$\theta_1 - \omega_1\tau = -\pi, \qquad (7.85)$$

т. е. суммарный фазовый сдвиг при единичном усилении равняется $-180°$.

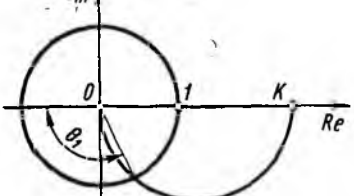
Частота ω_1 легко может быть определена из условия $H(\omega) = 1$:

$$\omega_1 = \frac{\sqrt{k^2 - 1}}{T}. \qquad (7.86)$$

Фазовый сдвиг θ_1 на этой частоте

$$\theta_1 = -\operatorname{arctg}\omega_1 T = -\operatorname{arctg}\sqrt{k^2 - 1}. \qquad (7.87)$$

Рис. 7.52. Годограф амплитудно-фазовой характеристики $W(j\omega)$



Подставляя (7.86) и (7.87) в (7.85), получим уравнение для границы устойчивости:

$$-\operatorname{arctg}\sqrt{k^2 - 1} - \frac{\sqrt{k^2 - 1}}{T}\tau = -\pi. \qquad (7.88)$$

Уравнение [7.88] позволяет разбить плоскость параметров $\frac{\tau}{T}$, k на области устойчивости и неустойчивости (рис. 7.53). Влияние статиче-

кого передаточного коэффициента k на устойчивость системы можно установить, учитывая, что при $k \leqslant 1$ весь годограф $W(j\omega)$ располагается внутри единичной окружности и пересечения с ней не имеет. Следовательно, если $k \leqslant 1$, то система будет устойчивой при любом отношении $\frac{\tau}{T}$. При $k > 1$ система будет устойчивой при выполнении условия

$$\frac{\tau}{T} < \frac{\pi - \operatorname{arctg} \sqrt{k^2 - 1}}{\sqrt{k^2 - 1}}. \qquad (7.89)$$

Чем больше статический передаточный коэффициент, тем при меньшем времени запаздывания система теряет устойчивость. При нахождении системы на границе устойчивости [неравенство (7.89) заменяется равенством] в системе возникнут колебания с частотой

$$\omega = \frac{\sqrt{k^2 - 1}}{T}.$$

Выражения (7.88) и (7.89) и соответствующий график на рис. 7.53 позволяют при заданных τ и T определить критический коэффициент усиления, который для рассматриваемой САУ на станке 1722 при $\frac{\tau}{T} = 0{,}64$ будет $k_{кр} = 3{,}1$.

Если требуемое значение коэффициента усиления $k_{тр}$, определяемого из условий статической точности, больше критического значения $k_{кр}$, то необходимо применение корректирующих устройств. Корректирующее устройство или звено должно обеспечить устойчивость системы при заданной статической и динамической точности. Требуемый коэффициент усиления из условий статической точности можно определить исходя из (7.70):

$$k_{тр} = b_1 \frac{\Delta z_{зад}}{\Delta A_{д.\,зад}} - 1. \qquad (7.90)$$

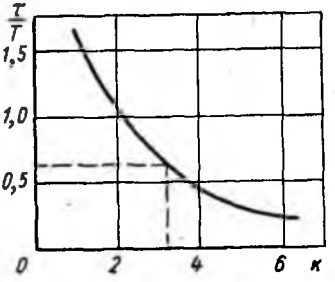
Зададимся точностью поддерживания упругого перемещения в 5%, а относительным колебанием припуска в 90%, тогда $k_{тр} = 7{,}5$.

Передаточная функция разомкнутой системы будет иметь вид

$$W = \frac{7{,}5e^{-0{,}15p}}{0{,}23p + 1}. \qquad (7.91)$$

Логарифмические амплитудно- и фазочастотные характеристики, соответствующие этой передаточной функции, приведены на рис. 7.54. На частоте среза фазовый угол достигает — 260°, следовательно, как показали предыдущие расчеты, при требуемом коэффициенте усиления система неустойчива.

Рис. 7.53. Граница устойчивости в плоскости параметров $\frac{\tau}{T}$, k



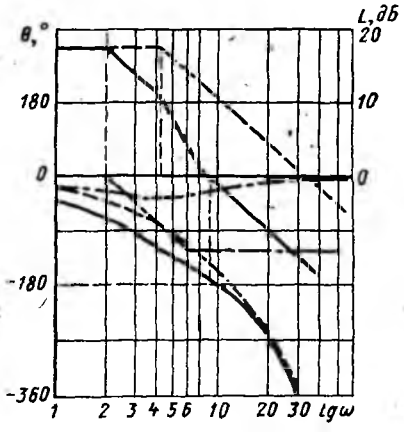


Рис. 7.54. Логарифмические амплитудно- и фазочастотные характеристики разомкнутой системы и корректирующего звена:

пунктиром показана исходная система, сплошной линией — скорректированная, штрихпунктиром — корректирующее звено

Известно [39], что удовлетворительно корректировать систему с чистым запаздыванием можно при помощи интегрирующего звена, обладающего передаточной функцией:

$$W_к = \frac{T_{1к}p + 1}{T_{2к}p + 1}, \qquad (7.92)$$

причем $T_{2к} > T_{1к}$.

Логарифмическая амплитудно-частотная характеристика корректирующего звена располагается относительно исходной некорректированной характеристики таким образом, чтобы суммарная (рис. 7.54) имела такую частоту среза, при которой угол запаса по фазе был бы равен 25—30°. Для рассматриваемых условий корректирующее звено должно иметь параметры $T_{1к} = \frac{1}{7}$ с, $T_{2к} = \frac{1}{3}$ с.

Угол запаса по фазе получился равным $\theta_{зап} = 26°$, следовательно, скорректированная система устойчива.

Какие требования следует предъявлять к качеству переходного процесса при скачкообразном изменении возмущающего воздействия (например, припуска)? Очевидно, для того чтобы динамическая ошибка регулирования не превышала статическую, рассчитанную исходя из требуемой точности, переходный процесс в системе должен быть монотонным. Критерий монотонности формулируется следующим образом [47]. Если переходный процесс $y(t)$ может быть представлен в виде интеграла

$$y(t) = \frac{2}{\pi}\int_0^\infty R(\omega)\frac{\sin t\omega}{\omega}d\omega, \qquad (7.93)$$

где $R(\omega)$ — вещественная частотная характеристика процесса, то для монотонного протекания переходного процесса при $y(t) = 0$, $t < 0$ и $\lim\limits_{t\to\infty} y(t) = y_1$, необходимо и достаточно, чтобы

$$\frac{dy}{dt} \geqslant 0, \quad t > 0. \qquad (7.94)$$

Дифференцируя обе части выражения (7.93) по t, получим

$$\frac{dy}{dt} = \frac{2}{\pi}\int_0^\infty R(\omega)\cos t\omega\, d\omega. \qquad (7.95)$$

Отсюда видно, что критерий монотонности налагает следующие требования к вещественной частотной характеристике переходного процесса $R(\omega)$: необходимые и достаточные условия монотонности переходного процесса $y(t)$, удовлетворяющего условиям $y(t) = 0$, < 0 и $\lim_{t\to\infty} y(t) = y_1$, состоят в том, чтобы вещественная частотная характеристика $R(\omega)$ процесса представляла собой положительно определенную функцию. Поэтому при воздействии в виде единичной функции и при начальных условиях процесс регулирования будет протекать лишь в том случае, если вещественная частотная характеристика $P(\omega)$ представляет собой положительно определенную функцию.

Вещественную частотную характеристику $P(\omega)$ можно определить, зная передаточную функцию замкнутой системы по возмущению $\Phi_f(p) = \frac{W_f}{HW}$. Здесь нам неизвестна передаточная функция по возмущению. В работе [35] было показано, что в координатах упругое перемещение — припуск система СПИД гидрокопировального станка 1722 может быть аппроксимирована апериодическим звеном первого порядка, т. е.

$$W_f = \frac{k_f}{T_f p + 1}, \tag{7.96}$$

где $k_f = 0{,}28$; $T_f = 0{,}11$ с.

Преобразуем передаточную функцию Φ_f:

$$\Phi_f(p) = W_f(p)\,\frac{[W(p)]^{-1}}{1 + [W(p)]^{-1}}, \tag{7.97}$$

где $[W(p)]^{-1}$ — обратная передаточная функция разомкнутой системы.

Отсюда можно записать, что

$$L|\Phi_f| = L|W_f| + L\left|\frac{W^{-1}}{1 + W^{-1}}\right| \tag{7.98}$$

и

$$\arg \Phi_f = \arg W_f + \arg \frac{W^{-1}}{1 + W^{-1}}. \tag{7.99}$$

Из формулы (7.98) и (7.99) вытекает следующее правило построения логарифмических (или обычных) частотных характеристик, соответствующих передаточной функции Φ_f по заданным передаточным функциям $W_f(p)$ и $W(p)$:

1) находят логарифмические амплитудно- и фазочастотные характеристики обратной передаточной функции W^{-1};

2) при помощи номограммы замыкания (см. [46]) определяют характеристики

$$L\left|\frac{W^{-1}}{1 + W^{-1}}\right| \text{ и } \arg \frac{W^{-1}}{1 + W^{-1}};$$

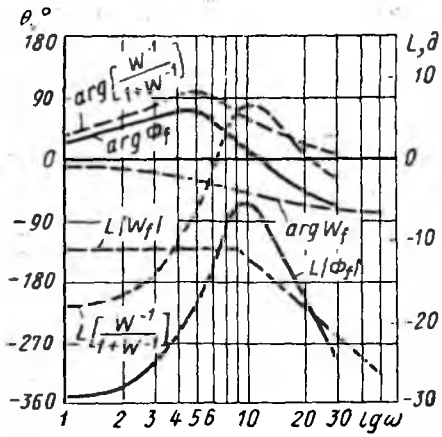


Рис. 7.55. Логарифмические амплитудно- и фазочастотные характеристики передаточной функции замкнутой системы по возмущающему воздействию

3) ординаты найденных характеристик и заданных характеристик $L\,|W_f|$ и $\arg W_f$ суммируют.

Располагая амплитудной $A(\omega)$ и фазовой $\varphi(\omega)$ или $L\,|\Phi_f|$ и $\arg \Phi_f$ характеристиками, вещественную $P(\omega)$ и мнимую $Q(\omega)$ частотную характеристики можно найти по формулам:

$$P(\omega) = A(\omega)\cos\varphi(\omega);$$

$$Q(\omega) = A(\omega)\sin\varphi(\omega).$$

Очевидно, что определенная таким образом амплитудная характеристика будет всегда положительна. Следовательно, для положительной определенности $P(\omega)$ достаточно, чтобы $\cos\varphi(\omega) > 0$ или $|\varphi(\omega)| < 90°$.

На рис. 7.55 показана фазовая характеристика $\varphi(\omega)$. Она меняется в пределах от 80 до —90°. Таким образом, система, скорректированная интегрирующим звеном с выбранными параметрами, имеет монотонный переходный процесс. Предложенную методику, очевидно, можно распространить и на другие САУ для управления упругими перемещениями системы СПИД.

ПРИМЕР РАЗРАБОТКИ САУ УПРУГИМИ ПЕРЕМЕЩЕНИЯМИ

В качестве расчетного примера выберем уже ранее рассматривавшуюся САУ для стабилизации размера динамической настройки на станке 1722. Прежде всего нужно изучить собственно объект управления. Поскольку необходимо стабилизировать размер динамической настройки, то регулируемой величиной или же выходом объекта управления будет являться размер динамической настройки $A_д$. Входами объекта управления, т. е. факторами, влияющими на $A_д$, будем считать параметры режима обработки: скорость резания v, подачу s и припуск z, хотя вообще этими тремя факторами далеко не исчерпываются все воздействия, меняющие величину размера динамической настройки.

Выше методом многофакторного эксперимента была построена математическая модель объекта управления (станка 1722) для некоторого заданного диапазона изменения входных воздействий v, s и z. Эта модель имеет вид

$$A_д = 0{,}033 v^{-0{,}35} s^{0{,}37} z^{0{,}47}.$$

Очевидно, что вход z является случайным возмущением, а входы v и s контролируемы и могут служить управляющими воздействиями. Если ставить задачу только стабилизации величины $A'_д$, то безразлично, какое из воздействий v и s выбирать в качестве управляющего. Выберем в качестве управляющего воздействия величину продольной подачи s. Скорость резания зафиксируем на каком-то постоянном уровне v_0 исходя из соображений размерной стойкости выбранного режущего инструмента.

Следующей задачей является выбор метода и средства измерения величины $A'_д$. Опыт показывает, что наиболее рациональным на данном этапе является измерение при помощи динамометрического резцедержателя со встроенным в него индуктивным датчиком. Подробный расчет динамометрического разцедержателя приведен в [35]. Будем считать, что параметры резцедержателя подобраны таким образом, что упругая деформация y динамометрического узла, регистрируемая индуктивным датчиком, пропорциональна регулируемой величине $A'_д$, т. е. $y = k_д A'_д$.

Так как управляющим воздействием является в нашем случае величина продольной подачи s, то необходимо устройство, меняющее эту подачу в соответствующем диапазоне в зависимости от сигнала, выдаваемого индуктивным датчиком. На станке 1722 продольная подача осуществляется при помощи гидроцилиндра, управляемого дросселем на сливе. Для автоматического управления необходимо дроссель заменить на гидрозолотник с электроуправлением, работающий в режиме дросселирования. Гидрозолотник с электроуправлением должен отвечать следующим требованиям: обладать требуемой пропускной способностью (в открытом состоянии); обладать малыми утечками, чтобы обеспечить минимальную подачу; обладать малой инерционностью (большим быстродействием) и небольшой мощностью управления. Болеее подробно о выборе средств бесступенчатого изменения подачи на гидрофицированных станках см. [37]. Всем этим требованиям удовлетворяет электроуправляемый гидрозолотник Г-68. Так как мощности сигнала, выдаваемого индуктивным датчиком (в практике САУ упругими перемещениями нашли применение, в основном, два типа датчиков БВ-844 и ИП-1), не хватает для раскачки гидрозолотника, то приходится ставить промежуточный электронный усилитель с коэффициентом усиления $k_у$.

Следующей важной задачей является определение положения характеристики регулятора. Для этого необходимо знать следующие величины: максимально допускаемое значение размера динамической настройки $A'_{д\,max}$, определяемое из условия прочности слабого звена силовой цепи или мощности привода главного движения; точность стабилизации $\Delta A'_д$, определяемую как часть допуска на размер обрабатываемых деталей; максимальное z_{max} и минимальное z_{min} значения припуска в партии деталей, подлежащих обработке. Теперь можно определить значения подач, соот-

ветствующих $A'_{д\,max}$ и z_{max} и $A'_{д\,max}$— $A'_д$ и z_{min}, используя уравнение модели процесса:

$$\lg s = \frac{1}{0{,}37}\lg A'_д - \frac{1}{0{,}37}\lg 0{,}033 - \frac{0{,}35}{0{,}37}\lg v - \frac{0{,}47}{0{,}37}\lg z.$$

Зададимся следующими значениями величин: $v_0 = 105$ м/мин; $A'_{д\,max} = 0{,}35$ мм; $\Delta A'_д = 0{,}1$ мм; $z_{max} = 4$ мм; $z_{min} = 1$ мм. Тогда получим значения подач: $s_1 = 0{,}1$ мм/об; $s_2 = 0{,}5$ мм/об.

Уравнение линии регулятора

$$\frac{s - s_1}{s_2 - s_1} = \frac{A'_д - A'_{д\,max}}{A'_{д\,max} - A'_{д\,max}}.$$

Отсюда требуемый коэффициент усиления регулятора

$$k_{тр} = \frac{s_2 - s_1}{A'_{д\,max} - A'_{д\,min}} = \frac{s_2 - s_1}{\Delta A'_д}.$$

Для рассматриваемого случая $k_{тр} = 4$ мм/об/мм.

Регулятор состоит в нашем случае из звеньев: динамометрического узла, индуктивного датчика, электронного усилителя, гидрозолотника с электроуправлением, гидроцилиндра продольной подачи с соответствующими коэффициентами передачи $k_д$, $k_и$, $k_у$, $k_з$ и $k_г$. Таким образом

$$k_{тр} = k_д k_и k_у k_з k_г.$$

В этом выражении все величины, кроме $k_у$, являются известными, следовательно, можно определить нужный коэффициент усиления электронного усилителя. На этом статический расчет САУ можно считать законченным. Следующими этапами является определение динамических характеристик САУ и расчет на устойчивость и качество переходного процесса. Применительно к рассматриваемой системе этот расчет был проделан в данной главе.

Глава 8

САМОПОДНАСТРАИВАЮЩИЕСЯ СТАНКИ И ИХ ЭФФЕКТИВНОСТЬ

8.1. СТАНКИ, ОСНАЩЕННЫЕ СИСТЕМАМИ АВТОМАТИЧЕСКОГО УПРАВЛЕНИЯ УПРУГИМИ ПЕРЕМЕЩЕНИЯМИ

Станки, оснащенные САУ упругими перемещениями по способу внесения поправки, могут быть разделены на три группы:

1) станки с САУ упругими перемещениями путем изменения размера статической настройки;

2) станки с САУ упругими перемещениями путем изменения размера динамической настройки;

3) станки с САУ упругими перемещениями путем изменения размеров статической и динамической настройки.

Станки, оснащенные САУ упругими перемещениями путем изменения размера статической настройки. *Токарно-винторезный станок 1А616, оснащенный САУ* [36]. Система автоматического управления предназначена для компенсации величины относительного упругого перемещения резца и обрабатываемой детали путем внесения поправки в размер статической настройки с целью повышения точности и производительности токарной обработки. Блок-схема САУ (ее подробное описание приведено в гл. 3) содержит динамометрический резцедержатель (чертеж и описание которой приведены в гл. 3) с индуктивным датчиком, усилитель, сравнивающее устройство и исполнительный механизм.

Исполнительный механизм, выполненный в виде электродвигателя с редуктором, пары шестерен (рис. 8.1) и кулачка K, вносит поправку в размер статической настройки путем вращения ходового винта верхних салазок в соответствующую сторону. Верхние салазки за счет разворота их под углом 1—5° к оси шпинделя при движении по направляющим перемещаются и в радиальном направлении, изменяя тем самым величину размера статической настройки. Кулачок K используют в качестве датчика, контролирующего величину поправки. Для этого на кулачке воспроизводится в виде соответствующего профиля функциональная зависимость между величиной относительного упругого перемещения

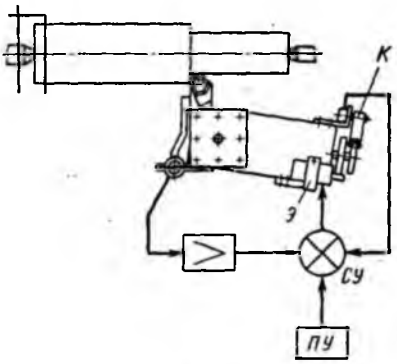


Рис. 8.1. Блок-схема САУ

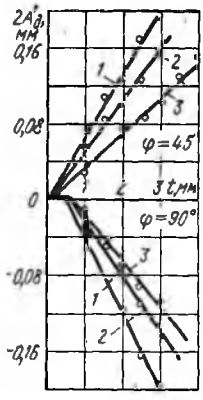


Рис. 8.2. Графики зависимостей $2A'_д = f(t, s)$ для $\varphi = 45°$ и $\varphi = 90°$

($A'_д$) детали и резца и значением контролируемого параметра (в данном случае P_z); т. е. $A'_д = f(P_z)$.

Эта зависимость должна быть предварительно установлена для различных условий обработки. На рис. 8.2 показана зависимость $2A'_д = f(t, s)$ для токарно-винторезного станка 1А616, определенная экспериментальным путем при различных значениях продольной подачи, глубины резания и главного угла в плане $\varphi = 45°$ и $\varphi = 90°$. Характерной особенностью построенных зависимостей является их прямолинейность, причем, как нетрудно заметить из рисунка, угол наклона прямых резко меняется при изменении величины главного угла в плане (φ). На основе анализа зависимостей $2A'_д = f(s)$ был сделан вывод о возможности использования в системе управления размером статической настройки одного постоянного кулачка. Будучи установленным на ходовом винте верхних салазок, кулачок позволяет осуществлять их перемещение пропорционально изменению тангенциальной составляющей силы резания. Перенастройку системы управления при работе резцами с различными углами в плане легко производить изменением угла разворота верхних салазок.

Для сопоставления по точности и производительности обработки были обработаны заготовки (рис. 8.3), имитирующие колебание припуска в партии деталей. При обработке заготовки глубину резания изменяли от 1 до 3 мм, оставляя подачу равной 0,295 мм/об. Для исключения влияния погрешностей статической настройки станка на конечные результаты каждую обработанную поверхность измеряли в пяти сечениях (*I*—*V*) и сопоставляли величины полей рассеяния диаметральных размеров при обработке без системы и с системой автоматического управления. Так как включение системы управления сблокировано с включением подачи,

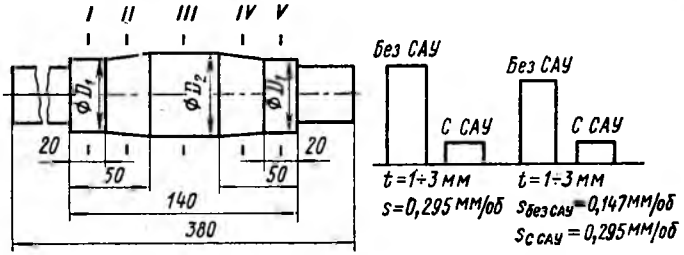


Рис. 8.3. Точность обработки с САУ и без САУ

а режимы обработки оставались неизменными, время на обработку заготовок с САУ было равно времени обычной обработки. После обработки с САУ первой партии заготовок (25 шт.) эксперимент был прекращен ввиду совершенно очевидной идентичности результатов обработки всех заготовок. За время эксперимента было обработано пять заготовок обычным методом и 25 с системой автоматического управления размером статической настройки. Если при обычном методе обработки поле рассеяния диаметральных размеров на каждой заготовке составило в среднем 0,13 мм, то при обработке с САУ — всего 0,03 мм. Шероховатость поверхности при обработке с САУ практически не отличается от шероховатости поверхности при обычной обработке.

В задачу второго эксперимента входила проверка возможности повышения производительности обработки при одновременном сокращении поля рассеяния диаметральных размеров. Продольную подачу при точении без САУ устанавливали равной 0,147 мм/об, а с САУ — в 2 раза больше (0,295 мм/об). Глубину резания, как и в предыдущем эксперименте, изменяли на одной заготовке от 1 до 3 мм, т. е. каждая заготовка имитировала собой колебание припуска в партии. Поле рассеяния диаметральных размеров после обработки указанной заготовки при подаче 0,147 мм/об без САУ составило в среднем 0,11 мм, а при обработке с САУ — 0,03 мм.

Таким образом, система автоматического управления размером статической настройки позволила производить обработку с удвоенной величиной продольной подачи и сократить при этом в 3,6 раза величину поля рассеяния диаметральных размеров от колебания припуска и твердости заготовок.

Следствием перемещения верхних салазок вдоль оси обрабатываемой детали может явиться некоторое увеличение погрешностей линейных размеров при обработке ступенчатых валов. Если в момент выключения продольной подачи на различных заготовках в партии колебание припуска составляет 300—400%, то поле рассеяния линейных размеров может достичь 0,5 мм. Для уменьшения этой погрешности рекомендуется работать по жестким упорам, которые выключают продольную подачу, опираясь не на каретку суппорта, а на верхние салазки. В этом случае погрешность от пере-

мещения салазок вдоль оси обрабатываемой детали исключается. При достижении требуемой точности линейных размеров по лимбу продольных перемещений суппорта погрешности от перемещения салазок укладываются в половину цены деления лимба (станок 1А616).

Программное устройство позволяет изменить величину статической настройки по программе с целью сокращения систематической погрешности геометрической формы в продольном сечении. Токарно-винторезный станок 1А616, оснащенный САУ, обеспечивает за один проход точность диаметрального размера в партии деталей в пределах 3-го класса точности и повышает производительность обработки за счет возможности увеличения режимов обработки и сокращения числа проходов.

Токарный станок 163 с САУ [37]. Для повышения точности и производительности обработки валов большой длины и низкой жесткости станок 163 был оснащен системой программного управления размером статической настройки. Как известно, обработка валов малой жесткости характерна большой погрешностью формы в продольном сечении из-за собственных деформаций обрабатываемой детали. Эта погрешность достигает величин порядка 0,5—1 мм. Ее устранение связано с увеличением числа проходов и снижением режимов обработки, что приводит к потери производительности. Принципиально система автоматического управления ничем не отличается от САУ станка 1А616. Разница заключается лишь в конструкции датчика пути, чертеж которого представлен на рис. 8.4. В задачу датчика входит автоматическое измерение во время обработки координаты положения суппорта в продольном направлении. Устройство контроля положения суппорта представляет собой многосекционный реохорд *1* кругового типа, ползушка *2* которого через зубчатые передачи *4* кинематически связана с ходовым валиком *3* станка.

Таким образом перемещение ползушки кинематически связано с вращением ходового валика. Для установки ползушки в исходное положение по окончании обточки детали предусмотрен электродвигатель РД-09. Многосекционный реохорд имеет 35 отводов, соответствующих 35 контрольным сечениям по длине вала. Следовательно, на протяжении прохода посредством этого устройства можно вносить 35 поправок. Программный реохорд представляет собой обычный проволочный реохорд с отводами, которые делят его на отдельные участки. На каждый такой участок подается линейно растущее напряжение с переменных резисторов. Величины этого напряжения задаются положением движков переменных резисторов, а знак — положением соответствующих тумблеров. Напряжение на реохорд подается со специального многообмоточного трансформатора. Ползушка реохорда перемещается со скоростью, пропорциональной продольной подаче суппорта.

Таким образом, программный реохорд осуществляет линейную реализацию программы. Передаточное отношение редуктора, свя-

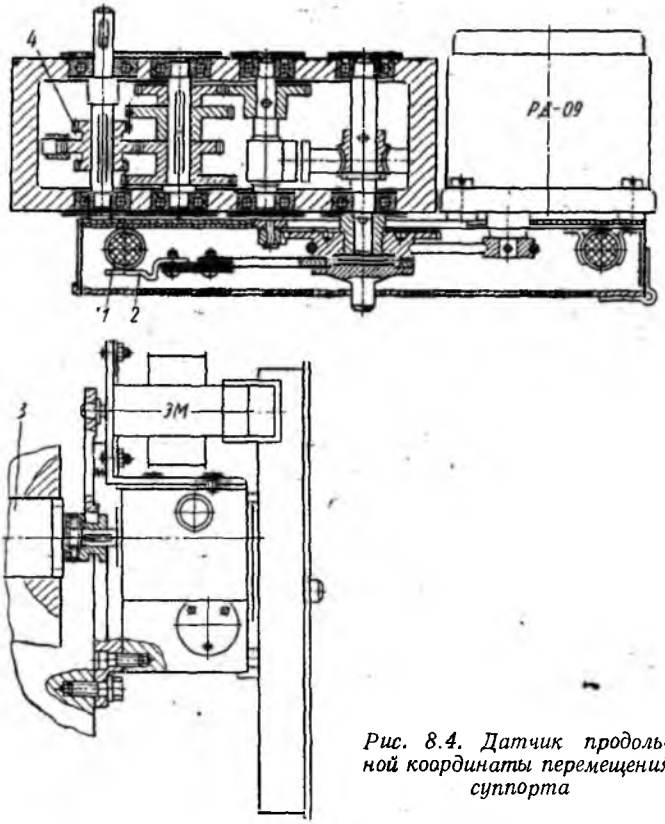


Рис. 8.4. Датчик продольной координаты перемещения суппорта

зывающего ползушку кругового реохорда с ходовым валиком $i = 1250$, что обеспечивает поворот ползушки на 360° за время автоматического продольного перемещения суппорта на длину 2800 мм. В редукторе предусмотрено переключение блока зубчатых колес *4* для изменения величины передаточного механизма.

Внесение поправки в размер статической настройки осуществляется так же, как и в станке 1А616, путем перемещения верхних салазок, развернутых под углом 1—5°. Включение и выключение ходового винта верхних салазок осуществляется с помощью двух электромагнитных муфт, установленных в коробке передач фартука станка. На поперечной каретке суппорта установлен датчик обратной связи, который контролирует поднастроечные перемещения верхних салазок в радиальном направлении. Датчик обратной связи устанавливается на поперечной каретке суппорта, а его шток упирается в стальную пластину, установленную под соответствующим углом к направляющим станка; величина угла определяется на основе зависимости $A'_д = f(P_z)$. Станок с САУ повышает в пар-

тии деталей точность как диаметрального размера, так и геометрической формы в продольном сечении.

Токарный гидрокопировальный полуавтомат 1722 П, оснащенный САУ [37]. Система автоматического управления служит для компенсации отклонений упругих перемещений путем изменения размера статической настройки (см. рис. 3.11). При помощи динамометрического узла, состоящего из упругого резцедержателя *1* и индуктивного датчика *2*, упирающегося в регулировочный винт *3*, непрерывно измеряется величина упругого перемещения резца относительно оси детали. Электрический сигнал u_1 от индуктивного датчика подается на схему сравнения *СС*, куда поступает также сигнал u_2 от датчика *6* обратной связи, измеряющего приращение размера статической настройки, т. е. поднастроечное перемещение суппорта. В результате автоматического сравнивания сигналов u_1 и u_2 на усилитель поступает сигнал рассогласования u_3, который усиливается до значения u_4 и подается на исполнительный механизм, состоящий из электродвигателя *4* и механизма малых перемещений *5* суппорта. При этом малые перемещения передаются непосредственно на щуп *8* следящего золотника *7*, минуя какие-либо промежуточные звенья.

Конструктивное исполнение копировального суппорта станка 1722 способствует получению высокой точности малых перемещений. Минимальное количество звеньев, а следовательно, и стыков обеспечивает большую жесткость, а наклонное расположение суппорта способствует уменьшению нормальной силы в направляющих, снижая тем самым силы трения. Поперечная каретка суппорта, по существу, находится во «взвешенном положении», которое определяется толщиной слоя масла в полостях цилиндра. Поэтому при подаче в верхнюю или нижнюю полости гидроцилиндра определенного объема масла под давлением 25—30 кгс/см^2 возникает движущая сила более 3600 кгс, легко перемещающая суппорт на требуемое расстояние.

Создать механизм, обеспечивающий малые перемещения непосредственно суппорта с высокой точностью и при сохранении высокой его жесткости, — сложная задача. Поэтому в данном случае механизм малых перемещений суппорта был встроен в рычаг упора щупа золотника. На рис. 8.5 показана конструктивная схема механизма малых перемещений. В верхней части корпуса рычага *1* выполнен паз, в котором перемещается сухарь *2*. Перемещение сухаря происходит вследствие вращения винта *3*, установленного в двух опорах скольжения *4* и *5*. Винт *3* приводится во вращение электродвигателем постоянного тока *11*, укрепленным при помощи разжимной оправки *6*. На сухарь опирается стальная пластинка, консольно закрепленная двумя планками *8*. Пластина наклонена под небольшим углом α относительно направляющих сухаря. В точке *M* на пластину опирается щуп следящего золотника. При вращении винта вследствие наличия угла наклона α сухарь поднимает или опускает пластину, которая, в свою очередь, перемещает

щуп следящего золотника. Перемещение щупа золотника измеряется датчиком обратной связи *9*. Датчик *9* устанавливают соосно с гидрозолотником и закрепляют с помощью разжимной оправки *10*. Обработка с САУ и без САУ стальных заготовок диаметром 66 мм и длиной 450 мм с припуском, колебавшимся от 2 мм до 5 мм на сторону, и режимами $s = 0{,}6$ мм/об и $v = 80$ м/мин показала, что поле рассеяния величины диаметральных размеров у заготовок, обработанных с САУ, составило 0,02 мм, т. е. в 3 раза меньше, чем без САУ.

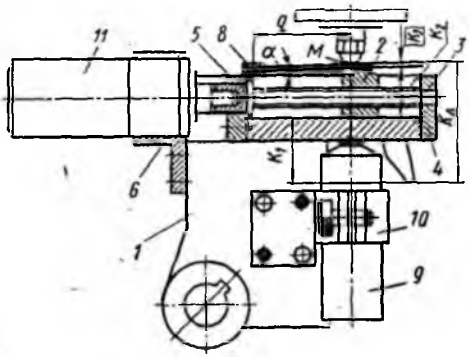


Рис. 8.5. Механизм малых перемещений

Универсально-фрезерный станок 6Н82, оснащенный САУ [36]. Система автоматического управления предназначена для компенсаций отклонений упругих перемещений при торцовом фрезеровании деталей. На рис. 8.6 показана блок-схема САУ, состоящая из измерительного устройства, в которое входит два датчика $Д_1$ и $Д_2$, контролирующих упругие перемещения, сравнивающего устройства *СУ*, усилителя и исполнительного механизма *ИМ*. Датчик $Д_1$ крепится на хоботе станка, а его шток измеряет упругие перемещения шпиндельной группы станка, передаваемые посредством рычажной беззазорной системы *1* и диска *2*, установленного на торце фрезы. Датчик $Д_2$ тоже закреплен на хоботе станка, а его шток, упираясь в линейку *3*, смонтированную на приспособлении, которое

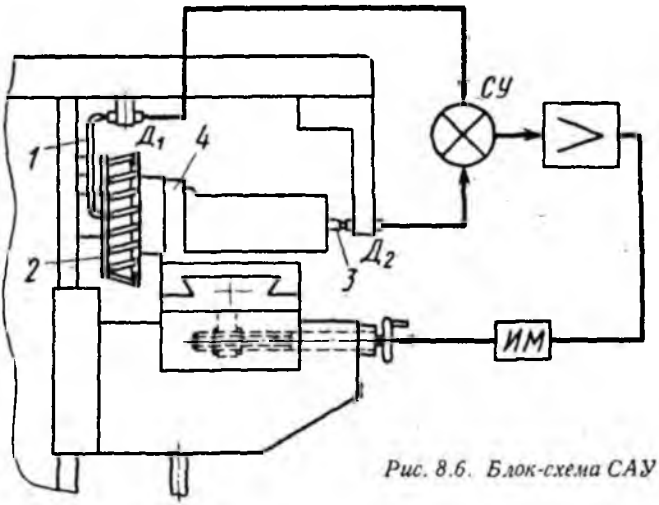


Рис. 8.6. Блок-схема САУ

выполнено в виде кронштейна *4*, измеряет упругие перемещения стола. Таким образом, с помощью двух датчиков контролируются упругие перемещения всех звеньев размерной цепи за исключением упругих деформаций фрезы и приспособления. Сравнивающее устройство собрано по мостовой схеме. В него подается сигнал из задающего устройства, которое на рисунке не показано.

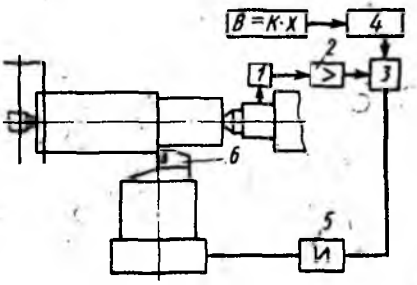
Наибольшее затруднение при создании САУ представляет задача получения малых реверсивных перемещений стола станка с установленной на нем обрабатываемой деталью. Как известно, вследствие недостаточной жесткости привода и большой разности в коэффициентах трения покоя и движения при медленном перемещении тяжелых узлов наблюдаются скачки, которые могут достигать значительной величины. Для уменьшения этих скачков и придания им определенного значения в описанной САУ был использован механизм малых реверсивных перемещений ударно-инерционного действия, а также упруго-силовой привод малых перемещений. Для проверки работы системы обрабатывали детали из серого чугуна. (*НВ* 150) размерами 200×250 мм с подачей $s = 235$ мм/мин фрезой с углом в плане $\varphi = 60°$. Размеры деталей, полученных обработкой с регулированием, сравнивали с размерами аналогичных деталей, обработанных при тех же условиях, но без использования САУ. Эксперименты показали, что применение САУ позволяет значительно повысить точность обработки. Для проверки возможностей САУ обрабатывали детали с колебанием припуска от 2 до 8 мм, причем брали самые неблагоприятные условия, когда имело место резкое изменение припуска. Для этого на заготовке делали ступеньку высотой 6 мм. Сначала обрабатывали участок детали с припуском 8 мм, а затем — 2 мм. После обработки такой заготовки снимали профилограмму среднего продольного сечения детали при помощи самописца БВ-862. Величина поля рассеяния размера в партии деталей сократилась с 0,057 мм при обычной обработке до 0,015 мм при обработке с САУ, а погрешность формы соответственно с 0,08 мм до 0,03 мм.

Станки, оснащенные системами автоматического управления упругими перемещениями путем изменения размера динамической настройки. *Токарно-винторезный станок 1А62, оснащенный САУ упругими перемещениями путем изменения величины продольной подачи* [36]. Система автоматического управления предназначена для стабилизации при обработке партии деталей закона изменения величины упругого перемещения по длине прохода. Блок-схема САУ и ее основные узлы описаны в гл. 3. Испытания станка с САУ показали, что ее применение сокращает в 2,5—3 раза величину поля рассеяния диаметрального размера в партии деталей и увеличивает от 3 до 6 и более раз точность геометрической формы в продольном сечении. Одновременно повышается производительность обработки в 2—3 раза за счет уменьшения величины основного технологического времени и сокращения числа проходов.

Токарно-винторезный станок 1А62, оснащенный САУ упругими перемещениями путем изменения жесткости системы СПИД [36]. Система автоматического управления предназначена для изменения при обточке детали величины относительного упругого перемещения резца и детали по длине прохода в соответствии с заданной программой. Описание основных узлов системы управления, ее работы и результаты испытаний приведены в гл. 3. Токарно-винторезный станок, оснащенный САУ, при обработке деталей с равномерным припуском надежно обеспечивает точность геометрической формы в продольном сечении за один проход в пределах 0,01—0,02 мм, при этом одновременно повышается производительность обработки за счет повышения режимов резания (в частности, величины продольной подачи) и сокращения числа проходов.

Токарно-винторезный станок, оснащенный САУ упругими перемещениями путем изменения геометрии резания [37]. Система автоматического управления предназначена для повышения точности диаметральных размеров в партии деталей и геометрической формы в продольном сечении. Как следует из приведенной на рис. 8.7 блок-схемы, во время обработки датчиком *1* непрерывно контролируется упругое перемещение пиноли относительно корпуса задней бабки. Электрический сигнал через усилитель *2* поступает на сравнивающее устройство *3*, где алгебраически суммируется с сигналом, поступающим с программного устройства *4*. Результирующий сигнал от сравнивающего устройства поступает на исполнительный механизм *5*, осуществляющий поворот резца *6* вокруг оси, проходящей через его вершину. Поскольку измеряемое упругое перемещение пиноли вызвано действием на пиноль реакции от силы резания, то для определения упругого перемещения в обрабатываемом сечении детали необходимо пересчитать полученную величину. Эту функцию выполняет программное устройство *4*. Одновременно программное устройство посредством заложенной в нем программы изменяет сигнал с целью компенсации изменения величины упругого перемещения по длине детали, обусловленного собственными деформациями детали и разной жесткостью передней и задней бабок станка, а также действием других систематических факторов, вызывающих отклонение диаметрального размера.

Рис. 8.7. Блок-схема САУ поворотом резца



На рис. 8.8 схематично изображен исполнительный механизм, выполненный в виде специального резцедержателя (с механическим креплением твердосплавной пластинки), установленного на подшипниках в корпусе *1*. Резцедержатель поворачивается вокруг оси от двигателя *2* через муфту *3*, червяк *4* и вилку *5*.

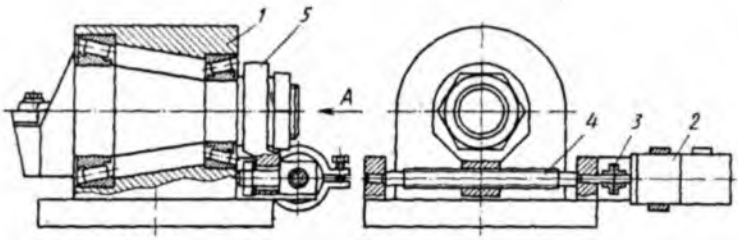


Рис. 8.8. Исполнительный механизм поворота резца

На рис. 8.9 показана принципиальная электрическая схема управления, представляющая собой релейный регулятор, в состав которого входит индуктивный датчик БВ-884, электронный усилитель УЭУ-209, электродвигатель постоянного тока с независимым возбуждением и мощностью 12 Вт, схема питания электродвигателя и программное устройство. Сопротивление R_{22} служит для балансировки моста. Ограничение угла поворота резца осуществляется конечными выключателями *ВК1* и *ВК2*, отключающие электродвигатель в крайних положениях резца и включающие сигнальные лампы, предупреждающие о неполадках в системе. Потребление мощности, затрачиваемой на поворот резцедержки вокруг оси, проходящей через вершину резца, невелико. По данным экспериментов, величина поля рассеяния диаметральных размеров в партии деталей в результате обработки с САУ уменьшается в 3 раза по сравнению с обычной обработкой; величина погрешности формы в продольном сечении сокращается до 8 раз.

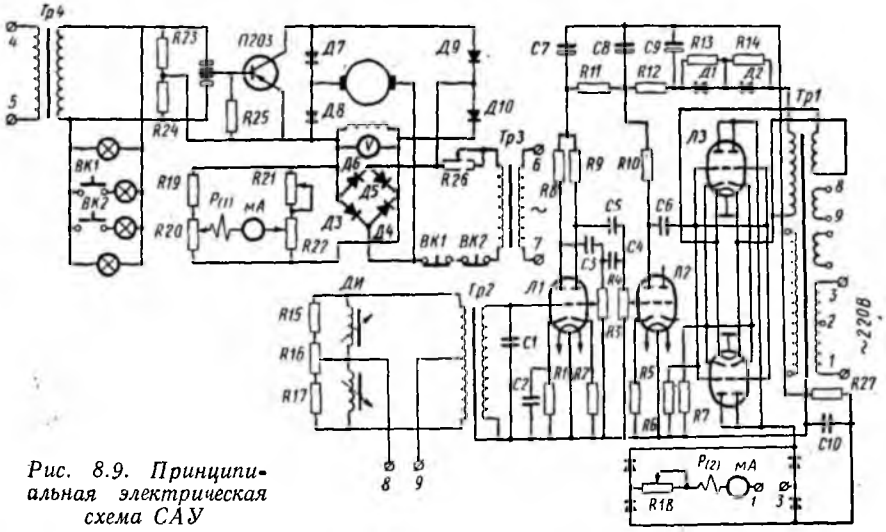


Рис. 8.9. Принципиальная электрическая схема САУ

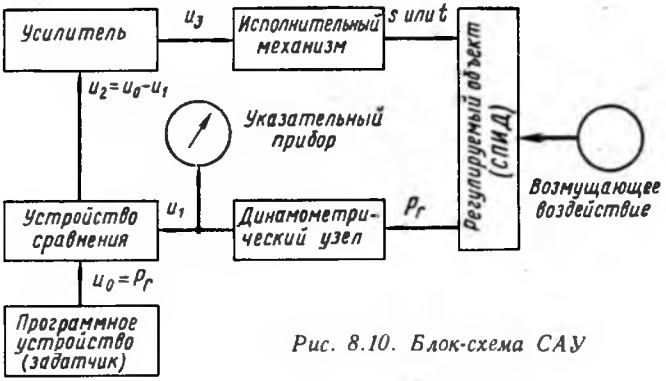
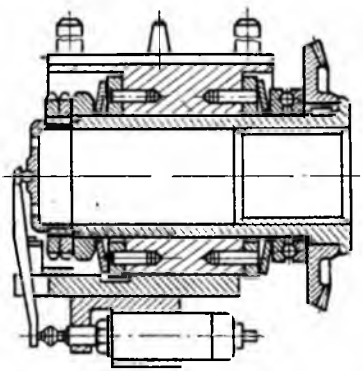


Рис. 8.10. Блок-схема САУ

Круглошлифовальный станок 3151 с САУ для продольного и врезного шлифования. Встроенные в станок САУ осуществляют быстрый подвод и врезание шлифовального круга в заготовку, переключение на рабочую подачу, автоматическое поддержание заданной радиальной силы на этапе чернового шлифования, чистовое шлифование с заданной радиальной силой и быстрый отвод шлифовальной бабки в исходное положение. На рис. 8.10 приведена блок-схема системы автоматического поддержания заданной величины радиальной силы как при продольном, так и при врезном шлифовании. Динамометрический узел осуществляет непрерывный контроль величины радиальной силы P_r, преобразовывает измеренную величину в электрический сигнал и подает его на сравнивающее устройство, где он алгебраически суммируется с электрическим сигналом, пропорциональным заданной величине радиальной силы. Сигнал рассогласования усиливается и подается на исполнительный механизм, который изменяет величину подачи s стола при продольном шлифовании, а при врезном — изменяет величину поперечной подачи (t).

Одним из важнейших узлов САУ является динамометрический узел. На рис. 8.11 показан чертеж динамометрического узла, встроенного в шлифовальную бабку станка.

Рис. 8.11. Динамометрический узел



Для продольного шлифования [36]. Поддержание заданной величины радиальной силы осуществляется путем регулирования величины продольной подачи стола и соответствующего изменения скорости вращения изделия $v_{изд}$, необходимого для сохранения постоянства подачи в долях ширины круга на один

оборот изделия. Применение на станке прибора активного контроля позволило вести обработку деталей по полуавтоматическому циклу: ускоренный подвод шлифовального круга, ручное врезание до заданной силы, черновое шлифование с $P_{r_1} = \text{const}$, выхаживание, быстрый отвод шлифовального круга, останов стола и выключение электродвигателя, вращение изделия при достижении заданного размера на детали. Оборудование станка механизмом поперечной подачи позволило улучшить цикл работы станка, заменив выхаживание чистовым шлифованием с поддерживанием $P_{r_2} = \text{const}$, отличного от P_{r_1} при черновом шлифовании.

Для врезного шлифования [36]. Поддержание заданной величины радиальной силы осуществляется путем изменения поперечной подачи шлифовальной бабки. В качестве механизма поперечной подачи использован механизм круглошлифовального станка 3152. На рис. 8.12 представлена кинематическая схема механизма поперечной подачи, содержащего электродвигатель *1* постоянного тока ($N = 245$ Вт, $n = 3600$ об/мин), редуктор *2*, пару винт-гайка *3* и реечную передачу, на оси зубчатого колеса *4* которой установлен торцовой кулачок *5* поперечной подачи шлифовальной бабки. Электрическая схема управления обеспечивает два варианта врезания круга в деталь.

1. При ускоренном врезании САУ отключена. Врезание круга в деталь сопровождается увеличением нагрузки на двигатель привода шлифовального круга, т. е. нарастанием линейного тока двигателя. Реле максимального тока, включенное в один из проводов питания двигателя, срабатывает при достижении током заданной величины, соответствующей мощности этапа установившегося процесса шлифования. При срабатывании реле тока замыкается цепь реле, включающего САУ силы P_r. При разных требованиях к качеству обрабатываемых деталей необходимы различные значения тока срабатывания реле. Однако точная регулировка реле

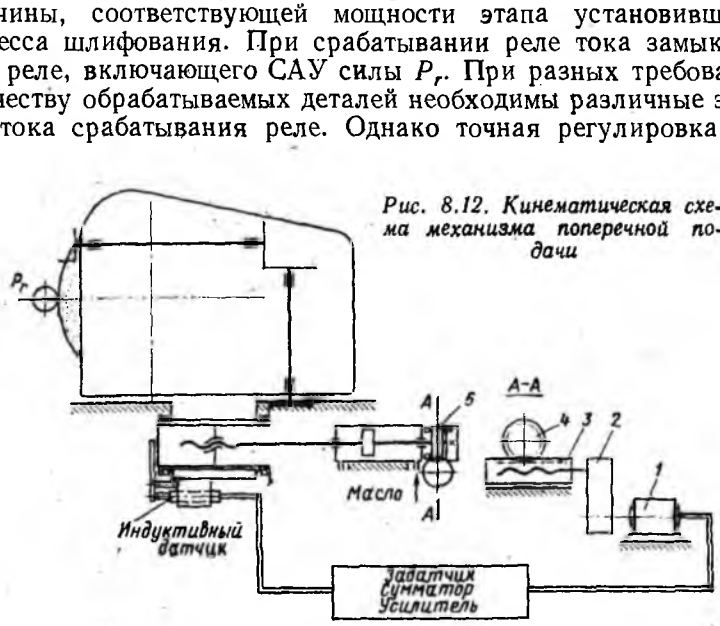


Рис. 8.12. Кинематическая схема механизма поперечной подачи

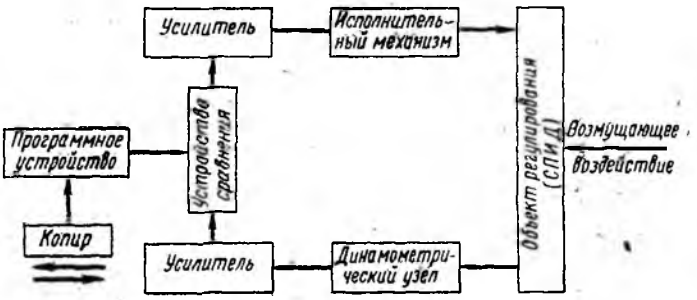
затруднена. В связи с этим и был разработан второй вариант-врезание до заданной величины силы $P_{r\,max}$.

2. Быстрый подвод круга к детали так называемое «шлифование воздуха» происходит на скорости, зависящей от величины сигнала рассогласования u_2 в САУ. С этой же скоростью происходит и врезание. При чистовом шлифовании, когда $P_{r\,max}$ сравнительно невелика, подача составляет 1—1,5 мм/мин; при черновом шлифовании, когда $P_{r\,max}$ достигает 392 Н (40 кгс) и более, подача при быстром подводе круга к детали автоматически увеличивается до 4—6 мм/мин.

Применение САУ обеспечивает повышение производительности обработки в среднем на 20% по сравнению с обработкой на обычном неавтоматизированном станке за счет уменьшения машинного времени чернового шлифования и обеспечивает более стабильное качество и точность обработки деталей.

Система автоматического программного управления величиной упругих перемещений [36]. Исследование процесса круглого шлифования показало, что при обычном шлифовании происходит накопление погрешностей формы в продольном сечении, порождаемых непостоянством жесткости системы СПИД по длине обработки. Как было установлено исследованиями, предотвращение возникновения и накопления систематических погрешностей геометрической формы возможно путем программного управления силой резания или ее составляющей. С этой целью имевшаяся в станке 3151 САУ для продольного шлифования была оснащена программным устройством, позволяющим менять величину заданной радиальной силы по длине обработки (рис. 8.13). Носителем программы является копир, перемещающийся вместе со столом станка. Копир при своем движении поворачивает рукоятку задатчика, установленного на станке. Были составлены три цикла шлифования: 1 — обычное черновое шлифование с последующим обычным выхаживанием; 2 — ускоренное врезание—черновое шлифование при постоянной радиальной силе — отскок круга — чистовое шлифование при постоянной силе;

Рис. 8.13. Блок-схема программного управления при круглом шлифовании



3 — ускоренное врезание — черновое шлифование с программным управлением радиальной силы—отскок круга — ускоренное выхаживание с максимальной скоростью вращения детали.

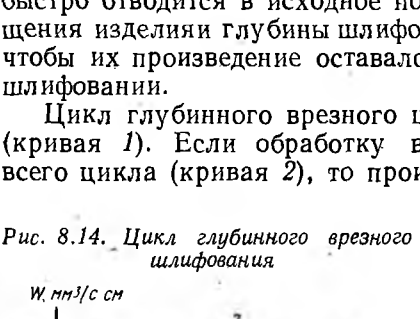
Исследование показало, что третий цикл обеспечивает наиболее высокую точность геометрической формы и размера детали и повышение производительности шлифования на 15—40% за счет сокращения длительности его начального и завершающего этапов.

Кругошлифовальный станок с САУ для глубинного врезаного шлифования [37]. В крупносерийном производстве широко применяют врезное шлифование до упора. Основной причиной невысокой точности обработки таким способом является колебание величины радиальной силы P_r и соотношения $P_r : P_Z$. Другими недостатками врезного шлифования является шлифование воздуха», наличие неустановившегося процесса шлифования в начале обработки и выхаживания. Все это приводит к снижению производительности обработки.

Одним из путей повышения производительности обработки является сокращение времени врезания и выхаживания путем применения глубинного врезного шлифования. При глубинном шлифовании обрабатываемой детали сообщается медленное вращение 1—2 об/мин, а шлифовальный круг врезается в деталь на полную величину припуска чернового шлифования $t = 0{,}05 \div 0{,}15$ мм с увеличенной скоростью. При этом шлифовальная бабка доводится до упора. После одного оборота детали шлифовальный круг продолжает снимать припуск, обусловленный натягом с системе СПИД, который возникает при черновом шлифовании. После второго оборота детали шлифовальная бабка быстро отводится в исходное положение. Величины частоты вращения изделияи глубины шлифования выбираются исходя из того, чтобы их произведение оставалось таким же, как и при обычном шлифовании.

Цикл глубинного врезного шлифования показан на рис. 8.14 (кривая *1*). Если обработку вести с $P_{r\,max} = \text{const}$ в течение всего цикла (кривая *2*), то производительность во втором случае будет значительно выше. На рис. 8.15 изображена блок-схема системы автоматического поддержания заданного значения радиальной силы P_r. Поддержание заданной величины P_r осуществляется регулированием скорости вращения детали. Во время обработки контроль величины P_r осуществляется динамометрическим узлом, выполненным в виде центра *2*, вставленного в невращающийся шпин-

Рис. 8.14. Цикл глубинного врезного шлифования



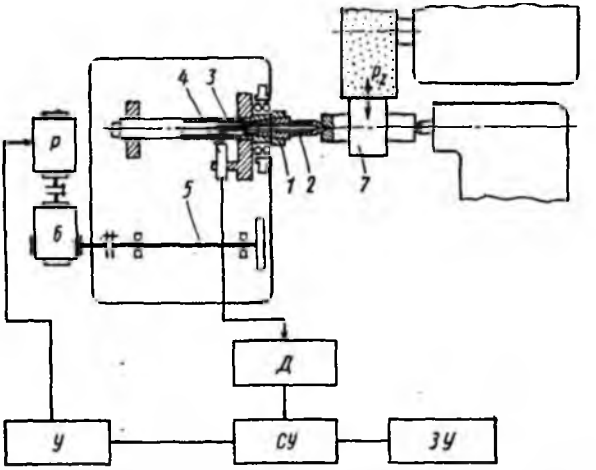


Рис. 8.15. Блок-схема автоматического поддержания $P_r = \text{const}$

дель *1* передней бабки изделия. В головку полого центра *2* вставлен стержень *3*, в торец которого упирается шток индуктивного датчика *4*. Электрический сигнал с индуктивного датчика (после усиления электронным усилителем УМ-239) и выпрямления подается на сравнивающее устройство *СУ*. Сюда же от задающего устройства *ЗУ* поступает электрический сигнал x_0, пропорциональный заданной радиальной силе шлифования. В качестве сравнивающего устройства и вторичного усилителя применен электромашинный усилитель ЭМУ-12А. Сигнал рассогласования, пропорциональный разности действительной силы шлифования P_r и заданной, после вторичного усиления подается на исполнительный орган-серводвигатель постоянного тока ЭП110/245 мощностью $N = 0{,}25$ кВт и частотой вращения $n = 360 \div 3600$ об/мин.

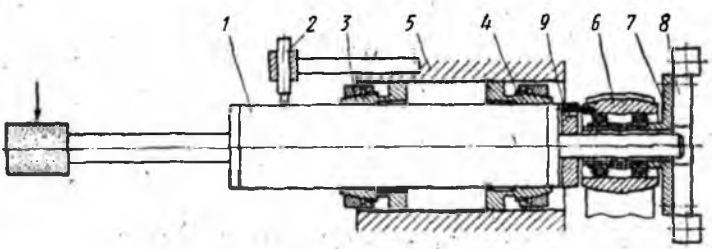
Последний через редуктор *6* ($i = 160$) передает вращение посредством обгонной муфты валу контрпривода *5* и далее по кинематической цепи станка шлифуемой детали *7*. Являясь приводом изделия, серводвигатель производит отработку сигнала рассогласования x_2 путем изменения скорости вращения детали так, чтобы радиальная сила шлифования P_r поддерживалась постоянной и равной заданной в течение всего цикла обработки. Если необходимо произвести и чистовое шлифование, т. е. шлифование в два оборота, то на задающем устройстве устанавливается значение радиальной силы шлифования как для чернового, так и для чистового этапов. В момент начала второго оборота происходит автоматическое переключение задатчика на режим чистового шлифования. Передача вращения детали от планшайбы станка осуществляется посредством двустороннего хомутка, практически не вносящего погрешность в измерение радиальной силы.

Испытания станка с САУ и без САУ показали повышение ности диаметрального размера в 2 раза при сохранении высо точности геометрической формы поперечного сечения и повыше производительности обработки с САУ в среднем на 20%.

Внутришлифовальный станок ЗА240 с САУ. При внутренн шлифовании методом продольных проходов наблюдается зна тельная погрешность геометрической формы отверстия в пр дольном сечении. Эта погрешность объясняется значительны колебанием упругого перемещения из-за колебания радиальн силы при входе и выходе круга из отверстия и малой жестко системы СПИД. Система автоматического управления предназн чена стабилизировать величину радиальной силы P_r путем регул рования продольной подачи с целью повышения точности и пр изводительности обработки. Динамометрическое устройство дл измерения величины P_r показано на рис. 8.16. Под действие силы P_r возникающее упругое перемещение шпинделя *1*, сидящег в упругой подвеске, измеряется индуктивным датчиком *2*. Упру гая подвеска выполнена в виде двух пар колец *3* и *4*. В каждо паре кольца соединены между собой симметрично расположенными упругими перемычками. Кольцо большого диаметра закреплен в отверстии шлифовальной бабки *5*, второе кольцо устанавли вается на шпиндель. На втором кольце имеется хвостовик с перио дически расположенными продольными разрезами, заканчиваю щимися отверстиями. Продольные разрезы с отверстиями деля конический хвостовик на ряд легко деформируемых в радиальном направлении секторов. При навинчивании гайки секторы кони ческого хвостовика равномерно деформируются, обеспечива определенную величину затяжки меньшего кольца на фартуке Вращение на шпиндель передается через разгруженный шкив *6* сидящий на подшипниках фланцевой втулки *7*. Фланцевая втулка закреплена на кронштейне *8*, расположенном на шлифовальном супорте. Таким образом, усилие натяжения ремня восприни мается суппортом и не деформирует стакан шпинделя. На шпин дель передается только крутящий момент при помощи муфты *9*.

Упругое перемещение стакана шлифовального шпинделя изме ряется дифференциальным индуктивным датчиком БВ-844, укре

Рис. 8.16. Динамометрический узел



пленным с помощью разжимной оправки на корпусе шлифовальной бабки. Датчик включается в мостовую схему, образованную плечами датчика и активными резисторами. Преобразованный сигнал подается на управляющую обмотку сервозолотника Г-68. Другая обмотка золотника подключается на переменное напряжение, снимаемое с трансформатора, для сообщения золотнику осциллирующего движения с частотой 50 Гц. Сервозолотник установлен на выходе гидроцилиндра стола. Изменение силы тока через управляющую обмотку вызывает изменение проходного сечения дросселирующей щели золотника и, следовательно, величины продольной подачи. Заданную величину P_r устанавливают перед началом обработки по микроамперметру М-24 постоянного тока (со шкалой 100 мкА) путем разбаланса измерительного моста. Обработка деталей типа жестких втулок на станке с САУ показала сокращение машинного времени в среднем на 40—50%.

Шлицешлифовальный станок-полуавтомат 345, оснащенный САУ [36]. Практика показывает, что шлицешлифовальные полуавтоматы используются на производстве чаще всего как неавтоматизированные станки из-за низкой производительности, обусловленной отсутствием устройств, контролирующих изменяющиеся условия обработки вносящих соответствующие коррективы в процесс обработки. Для устранения указанных недостатков на базе станка 345 был создан шлицешлифовальный полуавтомат с системой автоматического поддержания заданной величины радиальной силы P_r. Управление величиной радиальной силы осуществляется путем регулирования скорости стола.

Блок-схема САУ показана на рис. 8.17, *а*. Измерительная цепь системы состоит из динамометрического узла (рис. 8.17, *б*) с индуктивным датчиком, линейных усилителей A_1 и A_2 с управляемой по заданной программе обратной связью и детектирующего элемента $K_Д$ с контрольным прибором $П_1$ визуального наблюдения за силой P_r. На релейную схему сравнения *СС* поступают сигналы из цепи измерения и от задатчика *ЗУ*. Если поступающие на *СС* сигналы не равны, то на выходе сравнивающего устройства появляется сигнал рассогласования. Поступая в цепь управления, сигнал рассогласования в зависимости от знака вызывает вращение ротора серводвигателя в таком направлении, при котором скорость движения стола (в результате работы управляемого золотника гидросистемы) изменяется так, чтобы сигнал измерения, пропорциональный величине P_r, стремился сравняться с сигналом, поступающим с задатчика. Поскольку динамометрический узел, выполненный в виде центра, расположен в задней бабке, то по мере удаления места контакта круга со шлифуемым валом от заднего центра при $P_r = \text{const}$ сигнал с динамометрического узла будет изменяться, так как он контролирует не P_r, а ее реакцию. Для получения с динамометрического узла сигнала, пропорционального силе, P_r, предусмотрено изменение коэффици-

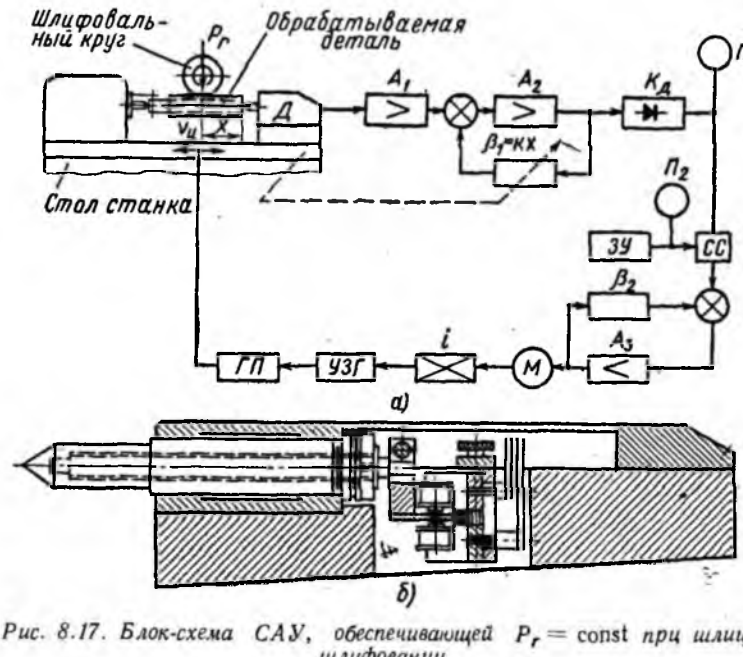


Рис. 8.17. Блок-схема САУ, обеспечивающей P_r = const при шлице-шлифовании

ента усилия измерительной цепи, зависящее от изменения расстояния x между узлом и местом контакта шлифовального круга с обрабатываемой деталью.

Соответствующей настройкой САУ обеспечивается такой режим, при котором двигатель работает прерывисто. Это возможно в том случае, если припуск, а следовательно, глубина резания не превышает определенной величины. Если глубина резания резко возрастает, что имеет место при врезании, то двигатель работает непрерывно и обеспечивает тем самым резкое изменение скорости движения стола. То же самое происходит при выходе круга из шлицевой части вала: скорость сразу возрастает до максимального значения. Такое прерывистое регулирование обеспечивает не только хорошую регулировку, но и значительно сокращает время обработки, так как вхолостую стол всегда двигается с максимальной скоростью.

Станок 345 обеспечивает автоматическое уменьшение поперечной подачи при переходе от чернового шлифования к чистовому (подача уменьшается в пять раз), однако на станке нет устройств, позволяющих автоматически изменять величину подачи во время чернового шлифования. Оснащение станка системой автоматического регулирования радиальной силы резания с чувствительным элементом в виде динамометрического узла позволило успешно решить и эту задачу. Поддержание заданной радиальной силы

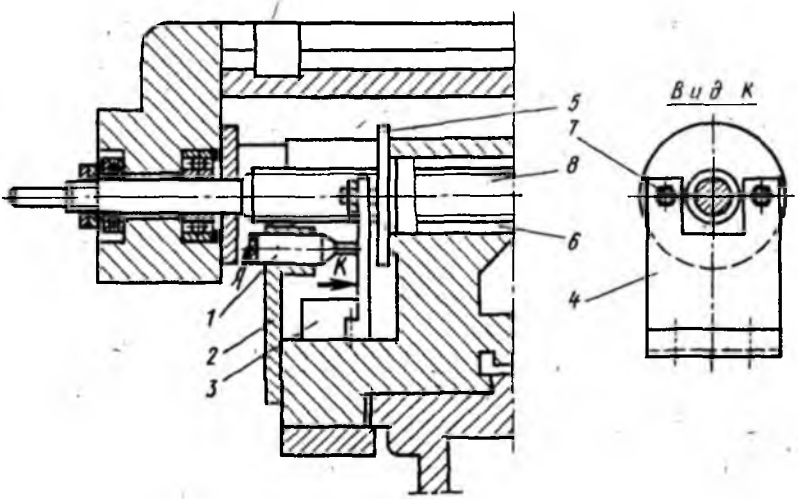
возможно не только при черновом, но и при чистовом шлифовании. В этом случае в результате подачи команды от системы активного контроля происходит и изменение величины уставки, контролируемой прибором. При переходе от режима чистового шлифования к режиму выхаживания система автоматического регулирования при помощи реле отключается, а золотник гидросистемы устанавливается в положение наибольшей скорости движения стола.

Сопоставление результатов обработки шлицевых валов с САУ и без САУ показало, что оснащение станка системой автоматического управления позволяет при той же точности обработки сократить машинное время обработки в 2—2,5 раза, гарантирует получение качественного поверхностного слоя детали и создает возможность многостаночного обслуживания.

Вертикально-фрезерный станок 6П10, оснащенный САУ упругими перемещениями путем регулирования продольной подачи стола [37]. Согласно блок-схеме САУ, изображенной на рис. 3.34, динамометрический узел *Д* во время обработки контролирует величину усилия на ходовом винте стола продольной подачи, преобразовывает измеренную величину в электрический сигнал u_1 и подает его в виде u_2 через усилитель на сравнивающее устройство *СС*, где сигнал u_2 алгебраически суммируется с сигналом u_0, пропорциональным заданному усилию на винте и поступающим с задающего устройства *ЗУ*. Сигнал рассогласования u_3 усиливается и поступает на исполнительный механизм *РО*, который изменяет величину пропорциональной подачи стола до тех пор, пока сигнал рассогласования не достигнет допустимой величины.

На рис. 8.18 показана конструкция динамометрического узла, контролирующего усилие на ходовом винте *8* посредством изме-

Рис. 8.18. Динамометрический узел



рения относительного упругого перемещения винта и гайки, протарированного в ньютонах (килограмм-силах). Динамометрический узел содержит кронштейн *3*, устанавливаемый на салазках, к которому крепится упругий элемент, выполненный в виде плоской пружины *4* с заданной характеристикой, кронштейн *2* для установки индуктивного датчика *1* и два упорных винта *7*. Во время обработки детали возникающее усилие подачи передается винтовой парой *8* и *6*. Роль упора гайки в осевом направлении выполняет плоская пружина *4*. В пружине *4* на линии оси винта продольной подачи симметрично расположены два упорных винта *7*. Винты *7* торцами, выполненными в виде полусфер, входят в сферические лунки на фланце *5* гайки *6* и тем самым фиксируют угловое положение гайки, представляя ей возможность перемещаться в осевом направлении за счет упругой деформации плоской пружины. Это упругое перемещение измеряется индуктивным датчиком *1* и преобразовывается в электрический сигнал.

Исполнительный механизм выполнен в виде бесступенчатого привода подачи. Вертикально-фрезерный станок 6П10 в заводском исполнении в качестве привода подачи имеет электродвигатель трехфазного переменного тока с короткозамкнутым ротором АОЛ-31-4, который не позволяет осуществлять бесступенчатое изменение скорости вращения в требуемом диапазоне. Поэтому на станке вместо электродвигателя АОЛ-31-4 был установлен электродвигатель постоянного тока МИ-32, входящий в комплект регулируемого электропривода ПМУ-4-4, куда входит также блок выпрямителей, магнитные усилители и ручной регулятор настройки привода на заданное число оборотов.

Электросхема управления состоит из моста переменного тока, электронного усилителя, фазочувствительного детектора, системы управления магнитным усилителем, собственно магнитного усилителя, привода и цепей питания.

Проведенные эксперименты показали, что величины поля рассеяния размеров в партии деталей, обработанных с САУ, уменьшаются в 2—3 раза по сравнению с обычной обработкой при одновременном сокращении машинного времени на 32%.

Вертикально-фрезерный станок 6Т11СА (разработан Дмитровским заводом фрезерных станков совместно с Мосстанкином и ОКБ МС ИИМ СССР). На рис. 8.19 показана блок-схема САУ. Динамометрический узел предназначен для измерения упругого перемещения гайки ходового винта продольной подачи стола относительно верхних салазок и преобразования измеренной величины в электрический сигнал. Система представляет собой замкнутый контур управления с дополнительной стабилизирующей обратной связью.

Информация об упругом перемещении, получаемая с помощью динамометрического устройства, включающего индуктивный преобразователь, в виде электрических сигналов, пропорциональных

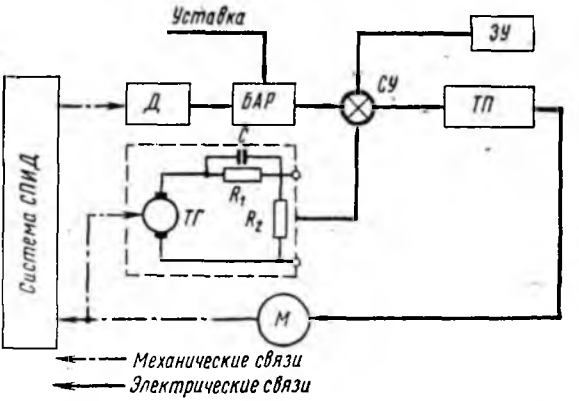


Рис. 8.19. Блок-схема САУ

по величине в первом приближении контролируемому параметру, для усиления и преобразования подается на вход комплекса блоков автоматического регулирования БАР. Этот комплекс выполнен таким образом, что выходной сигнал представляет собой напряжение постоянного тока, изменяющееся по линейному закону в небольшой зоне значений упругого перемещения $A'_д$, задаваемого вручную соответствующей установкой комплекса. В областях значений $A'_д$, лежащих вне выбранной зоны, входной сигнал, практически, не меняется. Таким образом, при подходе к выбранной зоне со стороны малых значений сигнал сохраняет свое значение, а затем при переходе через выбранную зону поддерживается постоянным на уже другом уровне. Перепад напряжения составляет, примерно, 24 В, чего вполне достаточно для полного изменения частоты вращения двигателя привода подачи от $n_{max} =$ $= 1500$ об/мин до $n_{min} = 50$ об/мин. Ширина зоны, где происходит линейное изменение выходного напряжения, регулируется при наладке системы и выбрана такой, что изменения усилия на ходовом винте в 196—294 Н (20—30 кгс) приводят к полному перепаду выходного напряжения. Такая характеристика усилительного тракта позволяет выполнить САУ с очень малой статической ошибкой.

На вход реверсивного тиристорного преобразователя *ТП*, как видно из блок-схемы, поступают три вида сигналов: сигнал рассогласования с выхода комплекса *БАР*, опорный сигнал, снимаемый с делителя постоянного напряжения задающего устройства *ЗУ*, сигнал, пришедший по тракту стабилизирующей обратной связи. Величина опорного сигнала устанавливается лишь при наладке системы; она выбирается такой, чтобы в режиме холостого хода результирующее напряжение управления тиристорным преобразователем обеспечивало бы необходимую скорость вращения двигателя *М*, равную n_{max}. Результирующее напряже-

ние при переходе через зону установки за счет изменения сигнала с *БАР* и сигнала обратной связи становится таким, что частота вращения определяется как n_{min}.

Исследование системы показало, что введение дополнительного контура со стабилизирующей обратной связью обеспечивает устойчивую работу системы во всех режимах в том числе и в переходном. Тракт обратной связи состоит из тахогенератора постоянного тока *ТГ* с независимым возбуждением, вырабатывающим напряжение, пропорциональное скорости вращения двигателя *М*, вал которого сочленен с валом тахогенератора, и дифференцирующего контура со статизмом, передаточная функция которого

$$W_p = \frac{0{,}23\,(1 + 0{,}5p)}{1 + 0{,}115p}.$$

Для реализации контура с такой передаточной функцией выбраны следующие значения: $R_1 = 10$ кОм, $R_2 = 3$ кОм, $C = 50$ мкФ.

В установившемся режиме действует «жесткая» обратная связь за счет делителя R_1—R_2, а в переходном режиме за счет дифференцирующих свойств контура на входе тиристорного преобразователя действует дополнительный сигнал, являющийся производной от скорости вращения или, что то же, подачи; этот сигнал, обусловленный наличием «гибкой» связи, меняется как по величине, так и по знаку в зависимости от направления изменения и скорости изменения подачи.

Результаты испытаний станка оснащенного САУ на точность и производительность показали повышение точности обработки деталей по размеру в 1,5—3 раза и снижение основного технологического времени до 50% по сравнению с обычной обработкой.

САУ упругими перемещениями системы СПИД для консольного растачивания отверстий на горизонтально-расточном станке 2Л614 *. В практике работы на горизонтально-расточных станках часто применяется способ растачивания отверстий резцом, установленным на консольной оправке. Из широкой гаммы различных по своему служебному назначению деталей, обрабатываемых на горизонтально-расточных станках, значительную часть составляют детали типа корпусных, у которых обработка основных отверстий является наиболее ответственной и трудоемкой частью технологического процесса их изготовления. В настоящее время, как показывает анализ применяемых технологических процессов, заданные показатели точности поверхностей отверстий в корпусных деталях при консольном растачивании достигаются за несколько проходов или операций. Так, например, для получения второго класса точности на диаметральный размер, геометрической формы в пределах половины допуска на диаметральный размер

* **Написано** А. Г. Схиртладзе.

и шероховатости по 7-му классу чистоты у поверхностей основных отверстий в литых корпусных деталях (материал—чугун) средних размеров ($L \times B \times H$ до $500 \times 500 \times 500$ мм) диаметром 80—100 мм с соотношением $L/D = 1 - 1{,}5$ обработка выполняется в 3—4 прохода (операции). Разделение процесса обработки отверстий деталей на проходы или операции, вызванное рядом причин, основной из которых является колебание входных данных деталей (припуска на обработку и твердости обрабатываемого материала заготовки), составляющих у литых заготовок единичного и мелкосерийного производства 3—4 мм, при припуске на сторону 6—9 мм, резко снижает производительность обработки.

Колебание входных данных заготовок является основным фактором, порождающим погрешности динамической настройки системы СПИД и не дающим возможности получить заданную точность обрабатываемых отверстий при минимальном числе проходов или операций. Так, погрешности обработки у деталей отверстий на горизонтально-расточных станках, вызванные погрешностями динамической настройки системы СПИД из-за колебания входных данных заготовок при консольном растачивании, составляют 70—90% от общей погрешности обработки. Повышение точности обработки на первом проходе позволяет сократить число проходов, что приводит к увеличению производительности обработки. Для решения этой задачи при обработке отверстий однорезцовым консольным инструментом к универсальному горизонтально-расточному станку 2Л614 разработана САУ упругими перемещениями системы СПИД путем изменения размера динамической настройки.

При растачивании отверстий однорезцовым консольным инструментом изменяется направление вектора силы разания на 360° по отношению ко всем звеньям системы СПИД за исключением консольной оправки и шпинделя станка. Наибольшее влияние на величину упругих перемещений на замыкающем звене системы СПИД, в направлении изменения размера, оказывает равнодействующая составляющих сил резания P_Y и P_X, а также низкая жесткость консольной оправки. Известно, что по измерению отклонений любого звена размерной цепи можно судить об изменении величины замыкающего звена. При обработке консольным растачиванием измерение отклонений упругих перемещений на замыкающем звене осуществляется через измерение упругих перемещений консольной оправки.

Был разработан динамометрический узел (расточная консольная оправка), который является одним из основных узлов САУ, определяющих качество ее работы. Конструкция динамометрического узла представлена на рис. 8.20. Передача сигнала, несущего информацию о величине упругого перемещения вращающегося звена системы СПИД, контактным способом имеет ряд известных недостатков. В данной конструкции динамометрического узла сигнал передается бесконтактным способом, посредством

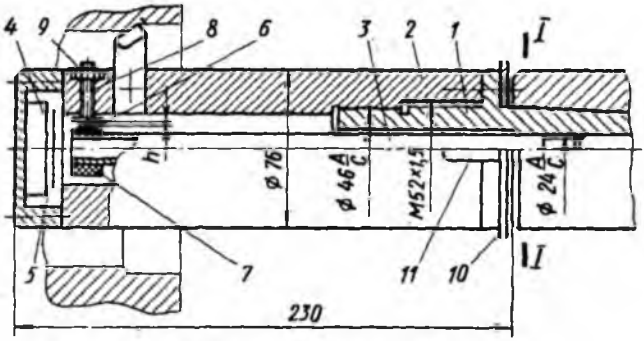


Рис. 8.20. Динамометрическая оправка

применения радиоканала связи, что, ввиду отсутствия трущихся контактирующих частей, повышает надежность и долговечность работы узла. Электрическая схема, используемая для измерения и преобразования упругих перемещений в радиосигналы, представляет собой генератор высокочастотных колебаний. Высокочастотный модулированный сигнал обеспечивает высокую помехозащищенность.

Динамометрическая оправка состоит: из конического хвостовика *1* (конус морзе № 5), трубы *2*, на которой крепится расточной резец; внутреннего стержня *3*, неподвижно закрепленного в коническом хвостовике *1*; датчика для измерения прогиба оправки и электрической схемы *4* с автономным источником питания *5*. Катушка колебательного контура генератора *6* расположена на текстолитовой втулке *7*, поворотом которой осуществляется регулировка углового положения катушки *6* относительно якоря *8*, выполненного в виде винта с дисковым основанием для регулировки зазора *h* между торцом катушки *6* и якорем *8*. Установленное положение якоря *8* фиксируется гайкой *9*. Антенный вывод *10* для передачи радиосигналов расположен на торце конического хвостовика. Для предотвращения проворачивания трубы *2* относительно конического хвостовика *1* установлены две шпонки *11*.

Принципиальная блок-схема САУ упругими перемещениями дана на рис. 8.21. Принцип работы САУ упругими перемещениями заключается в следующем. Во время обработки детали оправка под действием равнодействующей P_{XY} силы резания прогибается. Так как внутренний стержень *3* неподвижно закреплен в сечении *I — I* заделки оправки в шпинделе станка, то он практически остается неподвижным по отношению к трубе *2* (см. рис. 8.20). В результате упругого перемещения трубы *2* относительно стержня *3* изменяется величина зазора *h*, что приводит к изменению коэффициента самоиндукции катушки колебательного контура генератора. Конструкция динамометрического узла позво-

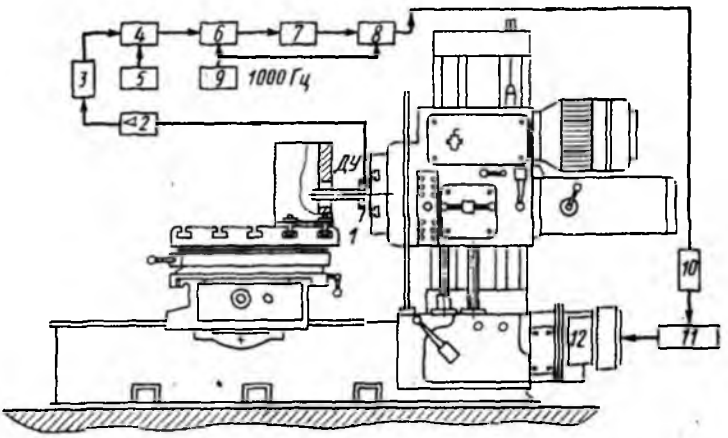


Рис. 8.21. Блок-схема САУ к горизонтально-расточному станку

ляет так же получать информацию о величине изменения упругих перемещений на замыкающем звене посредством измерения перемещений оправки, вызванных воздействием составляющей силы резания P_z. Для этого расточный резец устанавливается в гнездо, отстоящее на угол 90° относительно положения резца, показанного на рис. 8.20. Составляющая силы резания P_z, действуя перпендикулярно торцам катушки *6* и якоря *8*, изменяет величину зазора h. Изменение коэффициента самоиндукции изменяет частоту генерируемых колебаний (настроечная частота генератора $f = 290$ кГц). Высокочастотные колебания, частота которых, таким образом, определяется величиной зазора h, излучается передающей антенной *10*. Изменение входных данных обрабатываемой детали вызывает изменение силы резания и, соответственного, упругого перемещения оправки и величины зазора h.

Частота генерируемых колебаний, излучаемая антенной, изменяется пропорционально отклонению упругого перемещения. Сигнал в виде высокочастотных колебаний с передающей антенны динамометрического узла по каналу радиосвязи поступает на приемную антенну *1* (рис. 8.21) и затем после усиления в усилителе *2* в частотный дискриминатор *3*. Напряжение на выходе частотного дискриминатора пропорционально отклонению частоты сигнала, принятого с динамометрического узла, от частоты настройки дискриминатора. Частота настройки дискриминатора устанавливается равной частоте генератора динамометрического узла при отсутствии рабочих нагрузок, при этом напряжение на выходе частотного дискриминатора пропорционально изменению измеряемого упругого перемещения. С выхода дискриминатора сигнал поступает в сравнивающее устройство *4*, где сравнивается с сигналом задающего устройства *5*, величина которого задается в соответствии с тем упругим перемещением, величину которого

необходимо поддерживать постоянной в процессе обработки. С выходе сравнивающего устройства получается сигнал рассогласования, пропорциональный разности между заданным значением упругого перемещения и его величиной, измеряемой динамометрическим узлом. Образующийся сигнал рассогласования является сигналом постоянного тока, для дальнейшего усиления которого используется модулятор *6*, усилитель переменного тока и демодулятор *8*. Для синхронной работы модулятора и демодулятора использован генератор *9*. С выхода демодулятора сигнал поступает в усилитель постоянного тока *10* и далее в электромашинный усилитель (ЭМУ) *11*, которым оснащен станок 2Л614 для бесступенчатого изменения скорости вращения двигателя подач *12*. В соответствии с поступившим сигналом производится корректировка хода технологического процесса за счет изменения величины продольной подачи до тех пор, пока сигнал, пропорциональный упругому перемещению, измеряемому динамометрическим узлом, не станет равным сигналу, пропорциональному упругому перемещению, задаваемому задающим устройством. Таким образом, в процессе растачивания отверстия происходит стабилизация упругих перемещений.

При исследованиях, проведенных на горизонтально-расточном станке 2Л614, обрабатывались отверстия (диаметром 98 мм и длиной 65 мм) по корке, материал деталей — чугун СЧ 15-32 (*НВ*190÷200). Растачивание осуществлялось с САУ упругими перемещениями и без САУ резцами, оснащенными пластинами твердого сплава ВК8, с главным углом в плане 45 и 90° при вылете шпинделя 130 мм. Припуск на сторону по длине отверстий изменялся в пределах от $t_{min} = 3 \div 4$ мм до $t_{max} = 6 \div 7$ мм.

Как показали проведенные исследования, применение САУ упругими перемещениями системы СПИД на горизонтально-расточном станке 2Л614 при консольном растачивании отверстий по сравнению с обычной обработкой повышает на первом проходе точность геометрической формы отверстий в продольном сечении в 1,5—2 раза при одновременном увеличении производительности на 15—20%.

Станки для глубокого сверления, оснащенные САУ [37]. Операция сверления является одной из самых распространенных операций. В отличии от обычного сверления глубокое сверление отличается большой трудоемкостью и низкой производительностью. Последнее объясняется необходимостью обработки с малой скоростью резания, которая лимитируется стойкостью спиральных сверл из быстрорежущей стали и плохими условиями охлаждения, а также малой величиной подачи, ограничиваемой прочностью и продольной устойчивостью сверла. Кроме того, для удаления стружки требуется периодически выводить сверла из отверстия. Число выводов обычно превышает отношение длины отверстия к его диаметру. Так, на одной из операций сверления отверстия диаметром 2 мм на глубину 67 мм число выводов сверла

достигает 30—60 в зависимости от настройки станка, а величина подачи — от 0,01 до 0,006 мм/об. Несмотря на это, брак (в основном из-за поломки сверл) достигает 4,5% при весьма значительной годовой программе.

Обработка ведется при жестком цикле, в котором величина подачи и величина заглубления при каждом вводе сверла остаются постоянными. Из-за неравномерности твердости деталей и степени износа сверла величины крутящего момента и осевой силы изменяются в широких пределах, а в отдельные моменты времени создаются опасные перегрузки, которые приводят либо к продольному изгибу и, как следствие, к уводу сверла, либо к его поломке. Кроме того, при жестком цикле обработки отсутствует объективный критерий, показывающий необходимость вывода сверла из отверстия для охлаждения и очистки от стружки.

Более высокую производительность обеспечивают станки, в которых команда на вывод сверла подается при возрастании крутящего момента на сверле до установленной величины. Однако такое управление циклом, особенно при малом диаметре сверла, оказывается недостаточно эффективным. Лучшим вариантом обработки является сверление с непрерывной стабилизацией нагрузки. Основными силовыми факторами процесса сверления являются крутящий момент на сверле и осевая сила. Исследования [37] показали, что, как правило, в качестве регулируемой величины следует выбирать крутящий момент на сверле, так как при этом обеспечивается наиболее выгодный процесс управления в отношении использования возможностей сверла и получения наибольшей производительности. В то же время осевая сила при управлении по моменту оказывается значительно меньше критического значения, в связи с чем повышается точность обработки в результате устранения увода сверла и разбивания отверстия. Управление процессом сверления целесообразнее проводить путем изменения величины подачи, а не скорости резания. При этом несколько увеличивается производительность и значительно упрощается техническое исполнение САУ.

Таким образом, лучшие результаты получаются при обеспечении постоянства крутящего момента на сверле путем регулирования величины подачи. Величина момента, действующего на сверло, представляет собой сумму двух моментов: момента от сил резания и момента от сил трения. При сверлении с $M_{кр} = \text{const}$ по мере заглубления сверла величина момента трения в суммарном моменте будет непрерывно возрастать. Следовательно, величина подачи будет непрерывно уменьшаться и при достижении значения s_{min}, когда дальнейшая обработка становится экономически не выгодной, необходимо вывести сверло из отверстия для очистки от стружки и охлаждения. Рассмотрим сверлильные станки, оснащенные САУ.

Одношпиндельный агрегатный станок для глубокого сверления отверстий малого диаметра, оснащенный системой автомати-

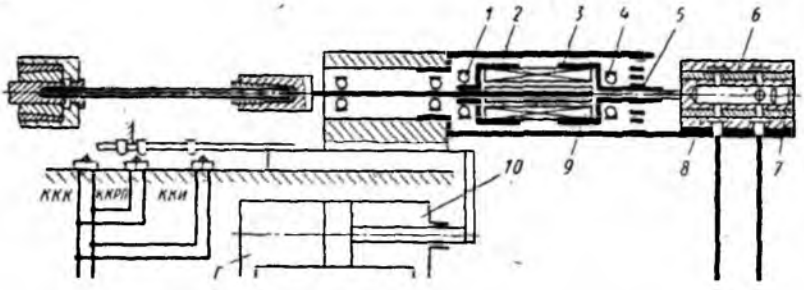


Рис. 8.22. Принципиальная схема станка с САУ

ческой стабилизации крутящего момента [37]. На рис. 8.22 показана принципиальная схема станка с САУ. Сверление осуществляется при встречном вращении сверла. Для измерения величины момента, действующего на сверло, используется балансирный динамометрический привод. Статор *9* электродвигателя установлен на двух подшипниках качения *1* и *4* с помощью двух фланцев *2* и *3*.

Известно, что при нагружении вала работающего электродвигателя тормозным моментом возникает реактивный момент, воспринимаемый элементами крепления двигателя. В данной конструкции реактивный момент воспринимается спиральной пружиной *5*, внутренний конец которой закреплен на цапфе фланца *3*, а наружный конец крепится к неподвижному стакану *8*. Благодаря такому креплению статор *9* имеет возможность поворачиваться на некоторый угол, величина которого зависит от жесткости спиральной пружины *5* и величины момента, действующего на сверло. При изменении момента, действующего на сверло, статор *9* поворачивает плунжер *7* регулирующего дросселя *6*. Поворот плунжера *7* изменяет проходное сечение дроссельных отверстий, меняя тем самым расход масла, поступающего из полости *Г* гидроцилиндра *10*, а следовательно, и скорость подачи. Изменение скорости подачи вызовет изменение момента на сверле. Подача будет изменяться в нужном направлении до тех пор, пока момент на сверле не будет равен задаваемому соответствующей затяжкой пружины *5*.

Применение САУ сокращает число заглублений сверла, увеличивает среднее значение подачи, сокращает число поломок сверла, все это значительно повышает производительность обработки. Одновременно повышается точность обработки отверстий.

Трехшпиндельный агрегатный станок для глубокого сверления, оснащенный САУ [36]. В многошпиндельных станках управление по информации, получаемой от измерения крутящего момента с какого-нибудь одного шпинделя, не дает ощутимого эффекта, так как не устраняет поломки сверл других шпинделей. Объясняется это тем, что нагрузка на сверло зависит от большого числа факторов и изменяется в широких пределах. М. М. Тверским

было предложено управление осуществлять по наиболее нагруженному шпинделю.

На рис. 8.23 приведена принципиальная схема САУ и гидравлическая схема системы. САУ осуществляет следующий цикл обработки: быстрый подвод головки, врезание с максимальной подачей, сверление с регулированием подачи и промежуточные выводы инструмента.

Измерение величины момента M, действующего на сверло, осуществляется с помощью динамометрического привода (приводного торсиометра). Каждый шпиндель имеет индивидуальный привод от электродвигателя *1*, который с помощью переходных фланцев *2* установлен на двух подшипниках качения *3*. При сверлении на статор электродвигателя действует реактивный момент $M_р$, равный моменту на сверле. Реактивный момент воспринимается спиральной пружиной *4*, внутренний конец которой закреплен на фланце двигателя, а наружный — на неподвижном стакане *5*.

Таким образом, при одинаковых величинах жесткости и предварительной затяжки у всех спиральных пружин угловое положение статора каждого двигателя будет определяться величиной момента, действующего на соответствующее сверло. Угол качания статоров весьма небольшой и ограничивается двумя регулируемыми упорами *10* и *11*. В шейки задних фланцев *2* ввернуты винты *7* со сферическими головками. Качания корпусов электродвигателей преобразуется в поступательные перемещения рейки *6*. Для устранения сил трения рейка *6* подвешена на двух плоских пружинах *8*. В каждый момент времени на рейку воздействует динамометрический привод того шпинделя, на котором действует наибольшая нагрузка. Непрерывно осуществляется поиск наибольшего из моментов, действующих на три одновременно работающих сверла. Поступательные перемещения рейки сообщаются плунжеру осевого гидравлического дросселя *9* при помощи кронштейна *13* и винта *12*. При увеличении момента рейка перемещается вправо (по схеме) и передвигает золотник дросселя *9*. Скорость подачи головки уменьшается, и наибольший момент снижается до заданного значения (если пренебречь статистической ошибкой регулирования). Подача агрегатной головки *1* осуществляется с помощью гидроцилиндра *2*. По мере возрастания момента трения величина подачи уменьшается и при достижении s_{min} производится вывод сверла для удаления стружки и охлаждения.

Оснащение станка такого рода САУ повышает производительность обработки и сокращает расход сверл. Однако управление по наиболее нагруженному шпинделю приводит к тому, что возможности сверл, как правило, недоиспользуются. Для повышения производительности обработки следует каждый шпиндель оснащать индивидуальным приводом, тогда управлением можно будет обеспечить оптимальную работу каждого шпинделя.

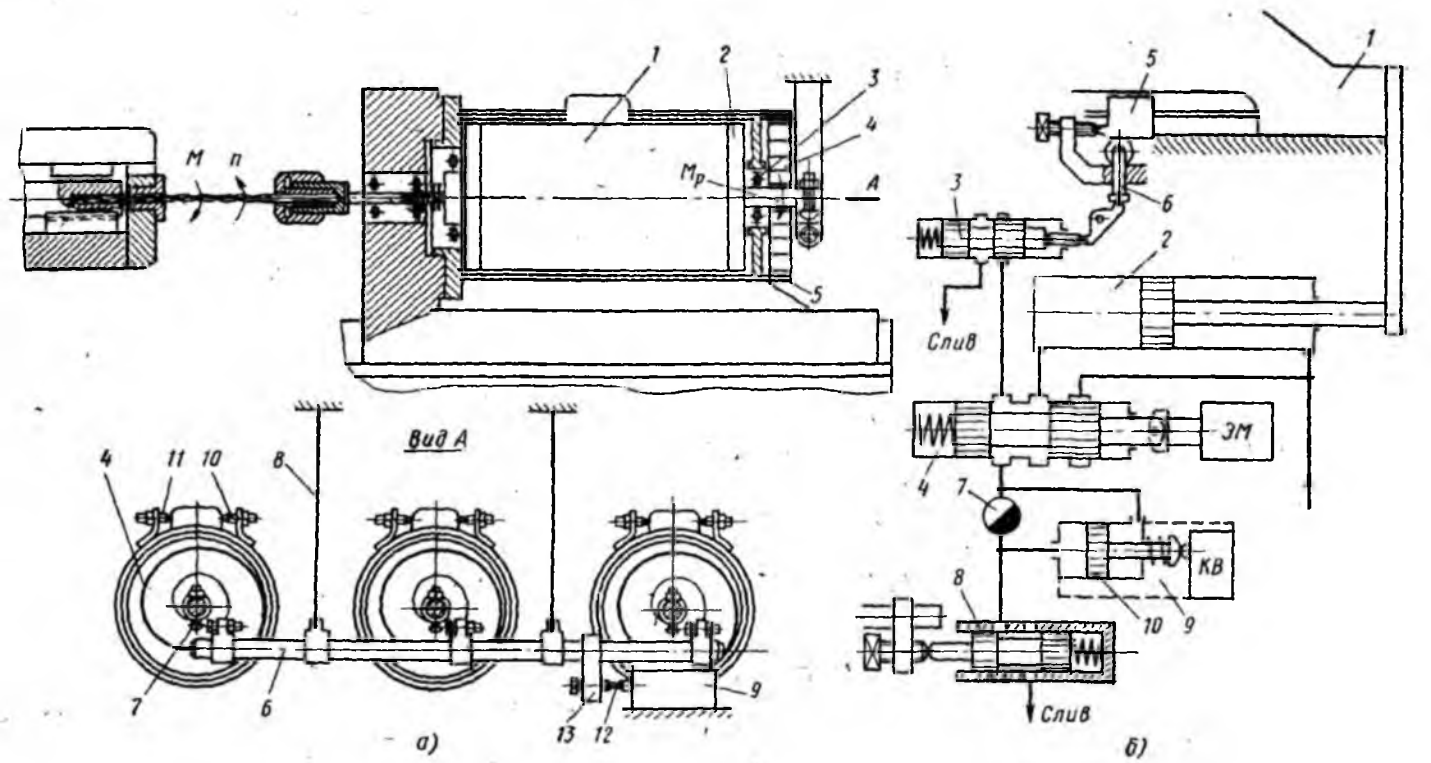


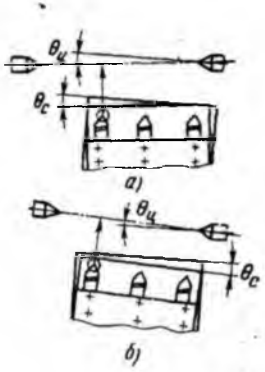
Рис. 8.23. Принципиальная схема САУ (а) и гидравлическая схема системы (б)

Токарный станок для многорезцовой обработки, оснащенный САУ [37]. Многорезцовая обработка наряду с преимуществом по сравнению с однорезцовой обработкой, заключающимся в увеличении производительности за счет совмещения и сокращения длины проходов, имеет и существенный недостаток — низкую точность обработки, не превышающую 5-й класс точности (для валов диаметром 50—120 мм) при черновом точении и 4-й класс — при чистовом точении. Основной причиной низкой точности обработки является непостоянство упругих перемещений, обусловленное колебанием суммарной силы резания в результате изменений припуска и твердости материала резца, различным числом одновременно работающих резцов и неравномерностью жесткости системы СПИД по длине детали. Как показывают исследования, непостоянство упругих перемещений составляет от 20% на чистовых до 70% на черновых операциях от общей погрешности обработки.

Для повышения точности многорезцовой обрабоки жестких валов токарный станок 1620 был оснащен САУ. Число параметров, характеризующих точность размера и формы детали в процессе многорезцовой обработки, может быть сведено к трем: упругим перемещениям системы СПИД в одном поперечном сечении (y_c); углом поворота оси центров ($\theta_ц$), определяющим положение обрабатываемой заготовки в плоскости образования размеров; углом поворота суппорта с резцами (θ_c), определяющим координаты точек образующих каждой ступени вала относительно действительного положения оси центров в указанной плоскости.

В основу работы системы автоматического управления упругими перемещениями был положен способ поднастройки, заключающийся в стабилизации размера динамической настройки в поперечном сечении путем изменения величины продольной подачи и в компенсации изменения размера динамической настройки по длине детали внесением соответствующих поправок в размер статической настройки посредством изменения углового положения суппорта с резцом. Внесением указанных поправок обеспечивается эквидистантное движение резцов относительно подвижной оси обрабатываемой заготовки. На рис. 8.24 в качестве примера показано два положения суппорта с резцами в зависимости от положения оси заготовки.

Рис. 8.24. Положение суппорта с резцами в зависимости от положения оси заготовки



На рис. 8.25 представлена блок-схема двухконтурной САУ, необходимой для осуществления поднастройки многорезцовой системы СПИД в процессе обработки жестких валов. Сигналы датчи-

ков *4* и *5*, измеряющих упругие перемещения центров передней $y_п$ и задней $y_з$ бабок в плоскости образования размеров, поступают на вход вычислительного устройства *6*. В вычислительном устройстве *7* сигнал, равный разности перемещений заднего и переднего центров, умножается на переменный коэффициент $\frac{x'}{L}$ и подается на вход вычислительного устройства *8*, где осуществляется операция сложения.

Носителем программы изменения коэффициента $\frac{x'}{L}$ является плоский копир, перемещающийся вместе с продольным суппортом. Сигнал, пропорциональный упругому перемещению $y_{(x)}$, сравнивается в сравнивающем устройстве *9* с заданным датчиком *10*, усиливается и подается на вход исполнительного устройства *11*, являющегося приводом подачи. Датчик *12* измеряет упругое перемещение верхней части *1* специального суппорта относительно основания *2*. Сигнал, пропорциональный углу поворота суппорта, сравнивается в устройстве *13* с сигналом, пропорциональным углу поворота оси центров. Сигнал рассогласования усиливается и подается на исполнительное устройство *14*, осуществляющее поворот верхней части суппорта, несущего разцы, на необходимый угол коррекции вокруг оси *3*.

Первый контур САУ является системой автоматической стабилизации, так как задающее воздействие (заданное упругое перемещение) представляет собой известную постоянную величину. Второй контур является следящей системой, так как в качестве задающего воздействия использован угол $\theta_ц$, определяющий положение заготовки в плоскости образования размеров и представляющий заранее неизвестную функцию времени.

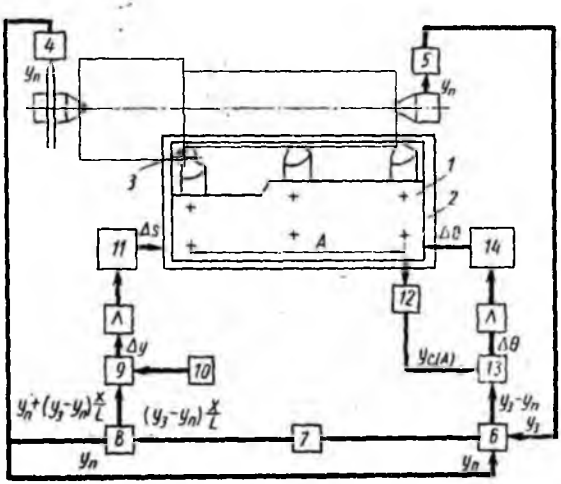


Рис. 8.25. Блок-схема двухконтурной САУ

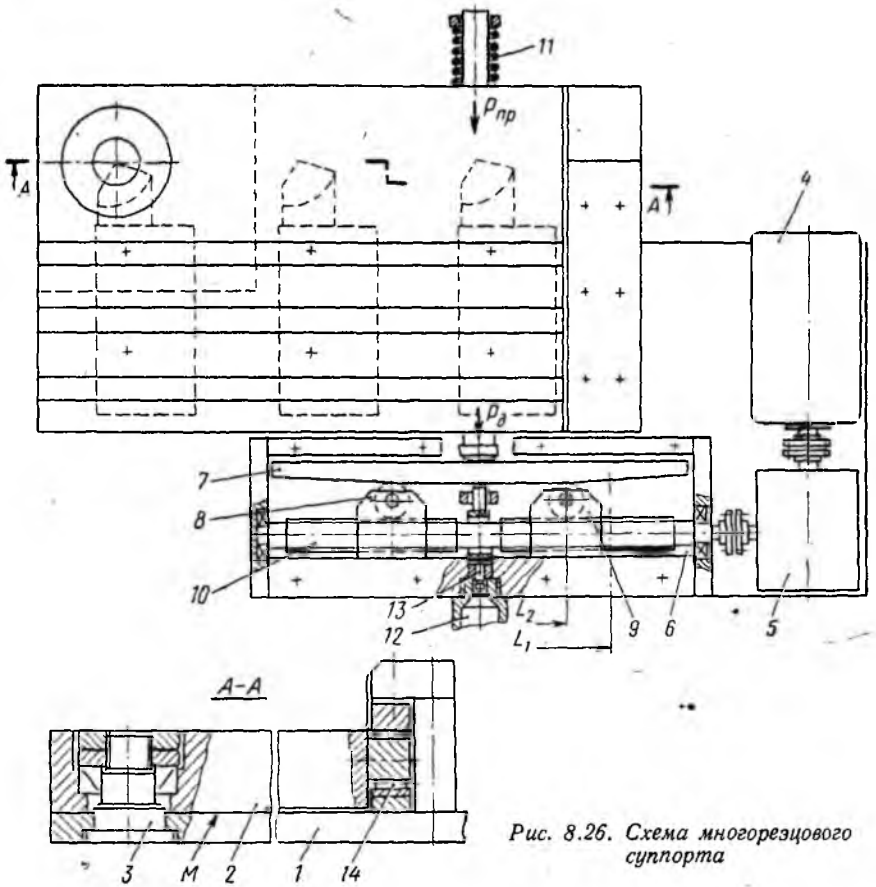


Рис. 8.26. Схема многорезцового суппорта

Для управления процессом достижения точности обработки к токарному станку был спроектирован специальный многорезцовый суппорт, который был установлен на станок на месте резцовых салазок. Схема суппорта показана на рис. 8.26. Суппорт выполнен в виде основания *1*, на котором устанавливается верхняя плита *2* с резцами. Поворот плиты *2* относительно основания осуществляется вокруг оси *3* с помощью специального механизма, состоящего из двигателя *4*, редуктора *5* и собственного механизма поворота *6*. Упругий элемент *7* механизма поворота выполнен в виде балки прямоугольного сечения, представляющего собой двусторонний клин ($\alpha = 0{,}01$). Изменения расстояния между опорами *8* и *9*, происходящие при вращении винта *10* с правой и левой резьбой, приводят не только к изменению жесткости механизма поворота, но и к перемещению балки в радиальном направлении. Такая форма упругого элемента обеспечивает требуемую скорость и точность поднастройки без большого предварительного

натяга, создаваемого пружиной *11*. Измерение перемещения плиты *2* относительно основания *1* производится от сигнала, поступающего с индуктивного датчика *12*, посредством подпружиненного штока *13*. Перемещение плиты *2* происходит по площади *M* и роликовым направляющим *14*.

Экспериментальное сравнение точности формы ступеней в продольном сечении и производительности по машинному времени производилось при обработке валов из прутка и штампованных заготовок как с одновременным, так и с неодновременным врезанием и выходом резцов при различных расположениях припуска на отдельных ступенях. Валы изготовляли из прутка стали 45 диаметром 60—83 мм, длиной 360 мм и штампованных заготовок из стали 10 диаметром 65 мм, длиной 360 мм. При обработке глубины резания $t = 1 \div 3$ мм, скорость резания 80÷95 м/мин, $\varphi = 45 \div 60°$, вылет пиноли 80 мм.

Результаты экспериментов приведены в табл. 8.1. Анализ полученных результатов показывает, что использование двухконтурной САУ позволяет сократить в 2—5 раза величину поля

Таблица 8.1

Схема обработки	t в мм	φ в град	№ ступени	Обработка без САУ			Обработка с САУ		
				s в мм/об	ω_1 в мм	ω_2 в мм на длине 96 мм	s в мм/об	ω_1 в мм	ω_2 в мм на длине 96 мм
Обработка трехступенчатых валов:	4	45	2	0,3	0,16	0,10	0,2—	0,05	0,03
			3		0,20	0,12	0,6	0,05	0,03
					0,24	0,16		0,05	0,05
А. Одновременное врезание и выход резцов		60	1	0,3	0,10	0,08	0,25—	0,04	0,02
			2		0,15	0,10	0,7	0,04	0,03
			3		0,20	0,13		0,05	0,04
Б. Неодновременное врезание и выход резцов	4	45	1	0,3	—	0,15	0,2—	—	0,07
			2			0,08 *	0,7		0,04 *
			3			0,26			0,07
Обработка штампованных валиков	2	60	1	—	—	0,11 **	—	—	0,05 **
			2			0,03 ***			0,02 ***

ω_1 — разница диаметральных размеров, вызванная изменением припуска;
ω_2 — погрешность формы в продольном сечении.

* На длине 66 мм.
** На длине 129 мм.
*** На длине 50 мм.

рассеяния размеров и в 2—3 раза погрешность геометрической формы в продольном сечении. При обработке валов с САУ в условиях одновременного врезания и выхода резцов машинное время сократилось по сравнению с обычной обработкой на 30%. Таким образом, применение САУ позволяет производить обработку жестких валов за один проход с точностью 3а—4 классов вследствие сокращения части поля рассеяния, обусловленного отклонением припуска и твердости материала заготовок и непостоянством жесткости системы СПИД по длине прохода. Повышение производительности обработки достигается за счет сокращения машинного времени и числа проходов.

Система адаптивного управления для фрезерно-центровального станка. Фрезерно-центровальные станки широко применяют в крупносерийном и массовом производствах. Их используют или самостоятельно, или встраивают в автоматические линии для изготовления деталей типа валов. Производимая на этих станках первая операция (фрезерование торцов детали и зацентровка) имеет важное значение, так как в результате нее создаются технологические базы для последующей токарной обработки. На рис. 8.29 представлена схема технологических размерных цепей системы СПИД фрезерно-центровального станка, при помощи которых обеспечивается требуемая точность длины детали L и глубины зацентровки $Ц_\Delta$. Перед обработкой деталь закрепляют в самоцентрирующих тисках. Ориентирование заготовки в осевом направлении производится на транспортной позиции, предшествующей рабочей. На левой центровальной головке установлен подпружиненный упор, при помощи которого деталь перемещается до базы. В результате фрезерования длина детали

$$L = A_\Delta + Б_\Delta,$$

где $A_\Delta = -A_1 - A_2 - \boxed{A_3} - A_4 + A_5 + A_6 + A_7 + A_8 - A_9;$

$$Б_\Delta = -Б_1 - Б_2 - \boxed{Б_3} - Б_4 + Б_5 - Б_6 - \boxed{Б_7} + Б_8 - Б_9 + Б_{10}.$$

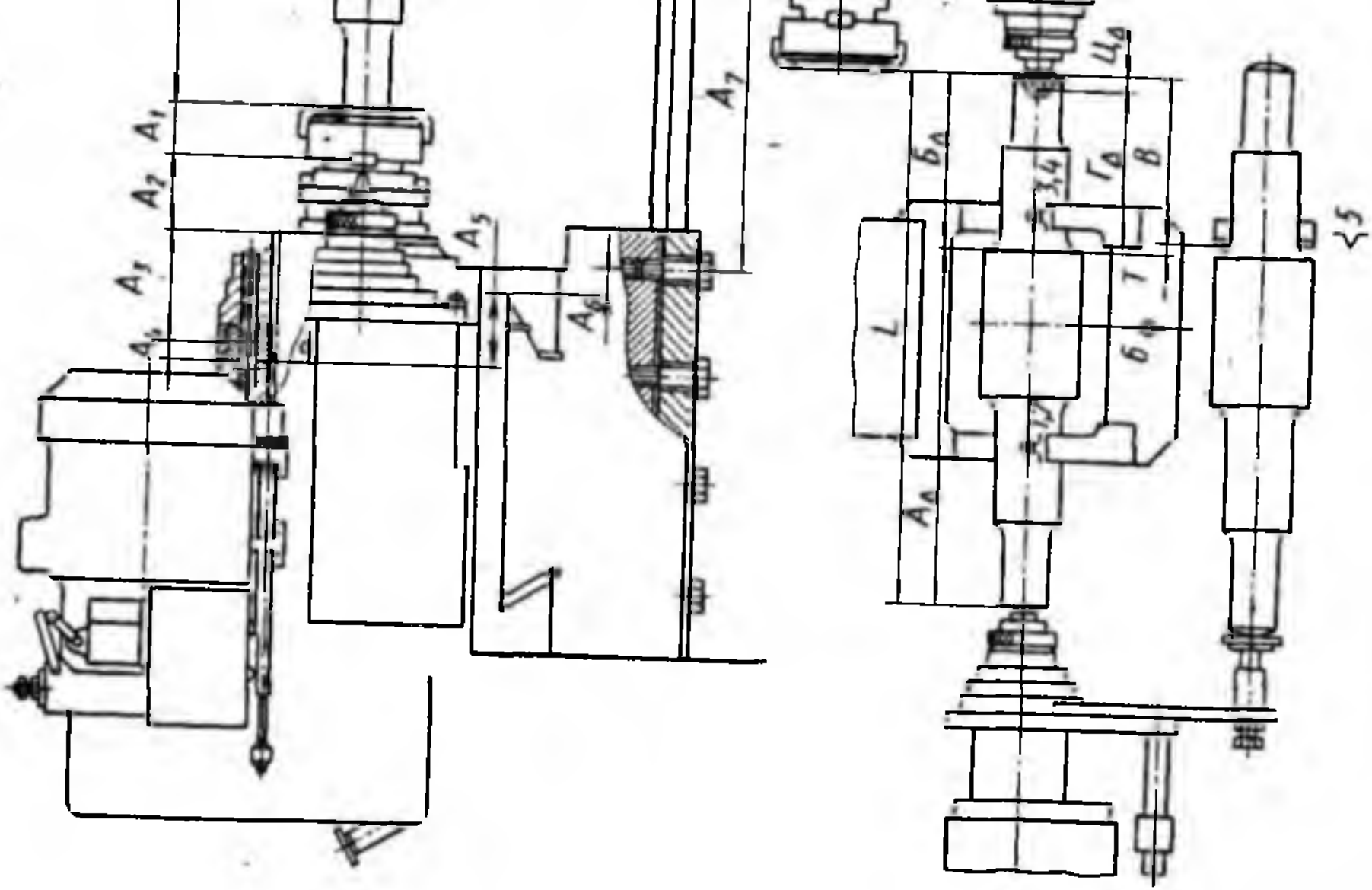
Глубина зацентровки

$$Ц_\Delta = B + T - Г_\Delta,$$

где

$$Г_\Delta = -Г_1 - Г_2 - Г_3 + Г_4 - \boxed{Г_5} + Г_6 - Г_7 - Г_8 + Г_9 - Г_{10} + Г_{11}.$$

При фрезеровании торцов детали имеет место значительное колебание вектора силы резания как по величине, так и по направлению. Причиной колебания вектора силы резания является изменение припуска твердости детали, изменение ширины фрезерования и степень затупления фрезы. Однако наибольшее влияние на изменение силы резания при фрезеровании торцов оказывает колебание припуска и изменение ширины фрезерования. Исследования показывают, что при обработке заготовок вала генератора типа поковок $L = 400$ мм колебание припуска t составляет 4—


A1
A2
A3
A4
A5
A6
A7
L
Aд
Бд
Гд
Дд
B
T
б4
3,4
2,4
<5

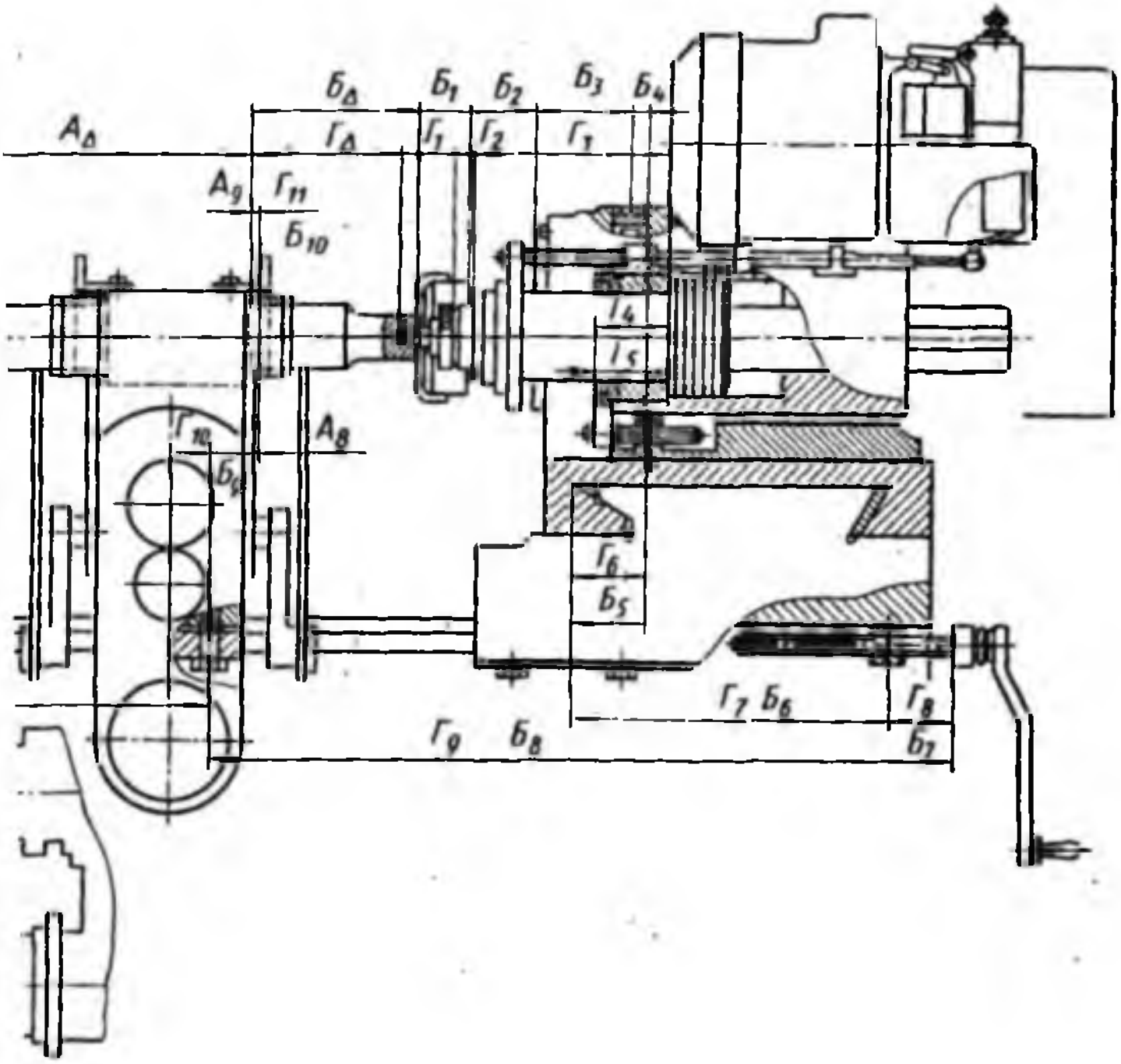


Рис. 8.27. Схема технологических размерных цепей фрезерно-центровального станка

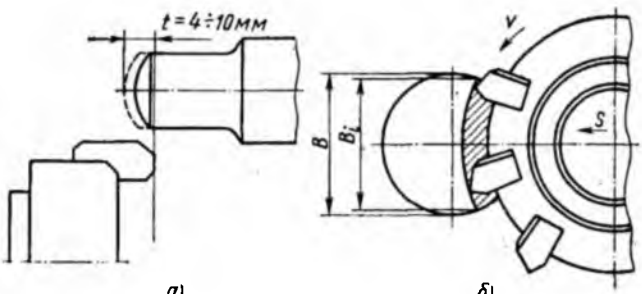


Рис. 8.28. Изменение глубины и ширины фрезерования при обработке вала:
а — изменение глубины t; б — изменение ширины B

10 мм (рис. 8.28, *а*). Если колебание припуска и твердости имеет случайный характер, то ширина фрезерования B (рис. 8.28, *б*) изменяется по закону

$$B_i = 2\sqrt{R^2 - (R - a_i)^2},$$

где R — радиус обрабатываемой заготовки;

a_i — расстояние от точки врезания до рассматриваемого сечения.

Ширина фрезерования изменяется от $B_i = 0$ при $a_i = 0$ до $B_i = 2R$ при $a_i = R$.

При обычной обработке величина продольной подачи фрезерных головок назначается исходя из наибольшего припуска и наибольшей ширины фрезерования. Эта подача остается в процессе резания постоянной, хотя на участках с меньшим припуском и шириной B_i ее можно было бы поднять. В результате этого продолжительность основного технологического времени значительно увеличивается и фрезерно-центровальные станки, встраиваемые в автоматические линии, в ряде случаев являются лимитирующими по времени. Увеличение же величины продольной подачи приводит к резкому уменьшению стойкости дорогостоящих торцовых фрез.

С целью повышения производительности торцового фрезерования и стойкости инструмента для фрезерных головок была разработана система адаптивного управления, принципиальная схема которой представлена на рис. 8.29. Система обеспечивает стабилизацию размера динамической настройки $A'_д = \text{const}$ путем регулирования величины продольной подачи s. Измерение размера динамической настройки производится путем измерения окружной составляющей вектора силы резания P_Z по мощности двигателя фрезерной головки. Окружная составляющая

$$P_Z = \frac{102 N_p БО}{v},$$

где N_p — мощность, затрачиваемая на резание, в кВт;

v — скорость резания в м/мин.

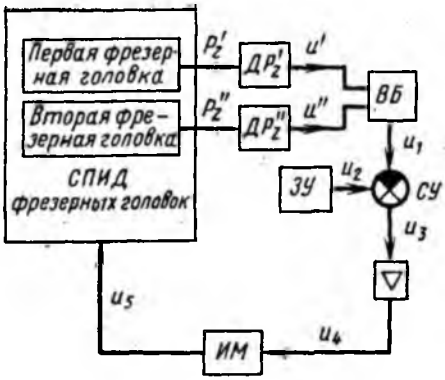


Рис. 8.29 Принципиальная схема системы адаптивного управления фрезерными головками

При неизменном диамет фрезы и постоянных обор тах шпинделя P_Z пропорци нальна мощности, потре ляемой двигателем головк

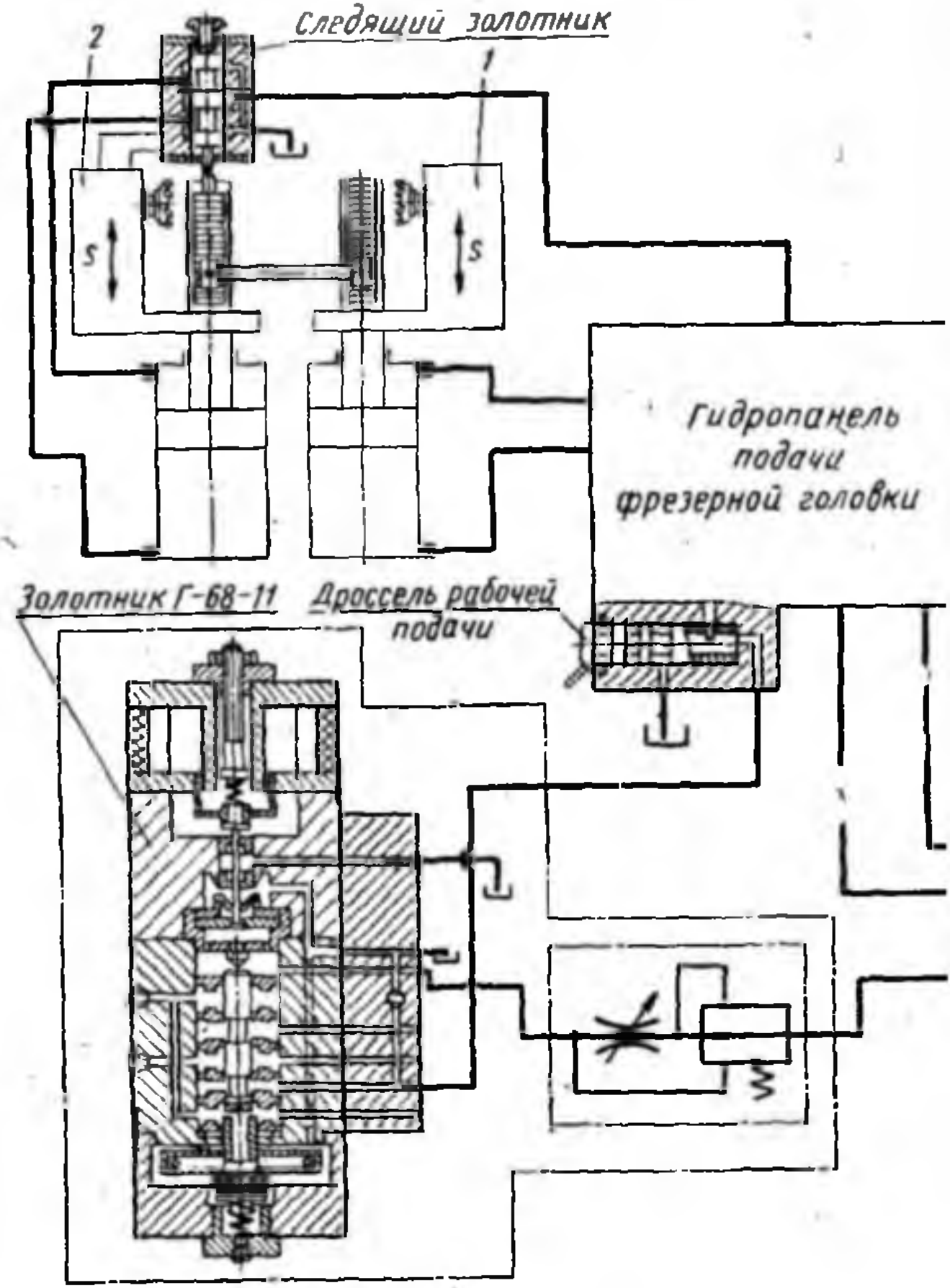
$$P_Z = kN_{дв}, \quad k = \frac{102 \cdot 60}{v}\eta,$$

где η — коэффициент поле ного действия двигателя.

Датчики мощности, уста новленные на двух фрезер ных головках, выдают в про цессе фрезерования электри ческие сигналы u' и u'', со ответствующие составляю щей P_Z, действующей на каж дый из головок. Электрические сигналы поступают на вычислитель ный блок *ВБ*, в котором производится непрерывное сопоставлени поступающих сигналов. В результате сопоставления с вычисли тельного блока на схему сравнения *СУ* поступает наибольши сигнал, т. е. сигнал с наиболее нагруженной фрезерной головки При равенстве нагрузки вычислительный блок выдает на схему сравнения сигнал с правой ведущей головки. На схему сравне ния поступает также сигнал u_2 с задающего устройства *ЗУ*, соот ветствующий наибольшему допустимому значению $P_{Z\,пр}$. Получае мый на схеме сравнения сигнал рассогласования $u_3 \approx u_2 - u_1$ усиливается до значения u_4 и выдается на исполнительный меха низм *ИМ*, обеспечивающий бесступенчатое регулирование про дольной подачи фрезерных головок.

На рис. 8.30 представлена гидросхема фрезерно-центровального станка со встроенными узлами, обеспечивающими автоматическое бесступенчатое регулирование продольной подачи фрезерных и центровальных головок. Слева расположена гидросхема фрезерных головок, справа — гидросхема сверлильной головки. Особенностью конструкции гидравлической части фрезерно-центровального станка МР-71 является общая гидропанель подачи для двух фрезерных головок, синхронность перемещения которых обеспечивается при помощи следящего золотника.

Фрезерная головка *1* является ведущей, а фрезерная головка *2*— ведомой. В обычных условиях скорость рабочей подачи фрезерных головок выставляется с помощью дросселя рабочей подачи ведущей головки, установленного на выходе системы. С целью бесступенчатого автоматического регулирования скорости рабочей подачи фрезерных головок в гидросистему станка был встроен следящий золотник с электроуправлением Г-68-11, который был установлен на выходе системы непосредственно за дросселем рабочей подачи. В систему управления следящего золотника


Следящий золотник
2
1
S
S
Гидропанель подачи фрезерной головки
Золотник Г-68-11
Дроссель рабочей подачи

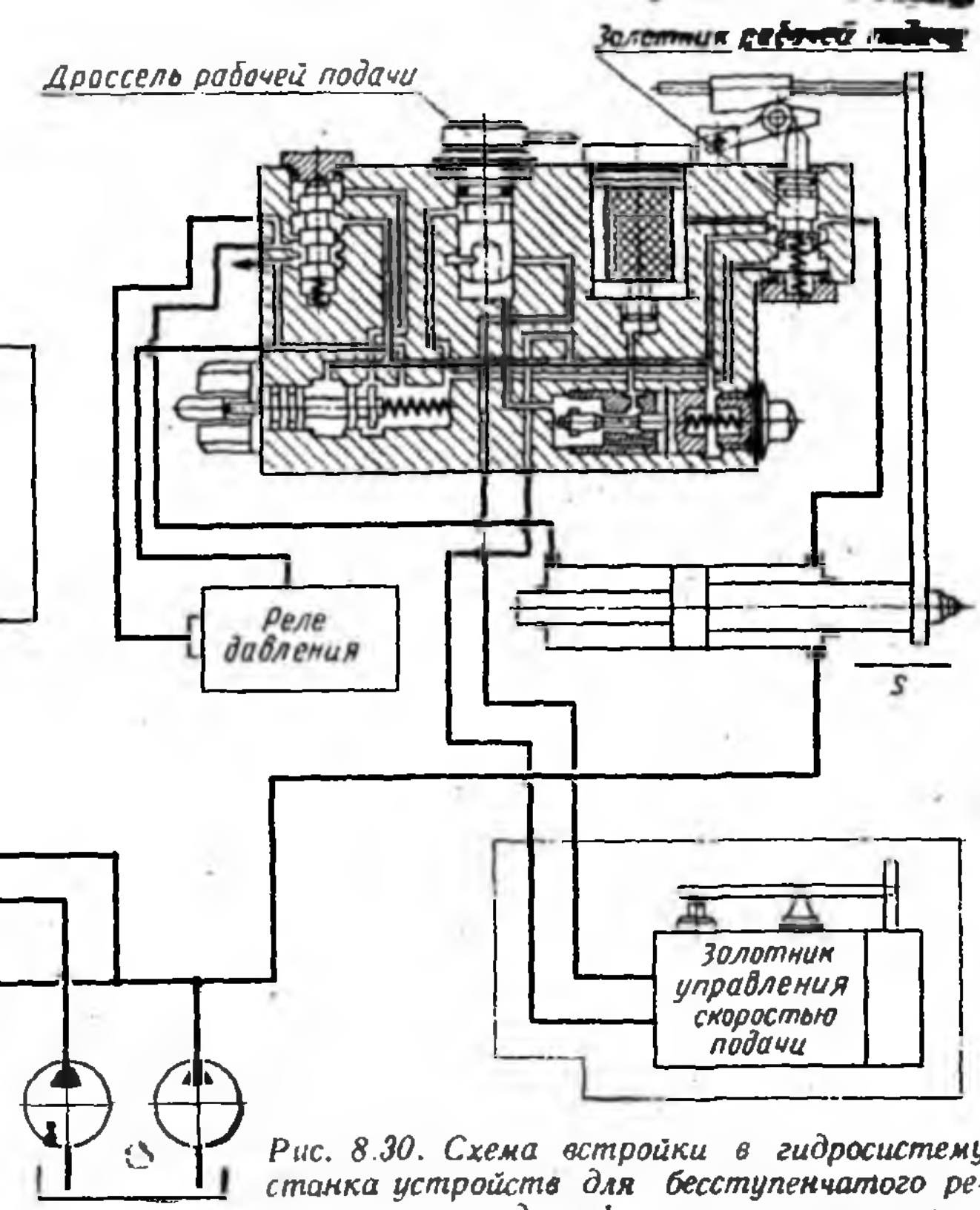


Рис. 8.30. Схема встройки в гидросистему станка устройств для бесступенчатого регулирования подачи фрезерных и центровальных головок

масло подается от насоса высокого давления (25 кгс/см²) чер дополнительно встроенный дроссель с регуляротом Г-55-3 Дроссель с регулятором предназначен для регулирования ра хода и давления масла, подаваемого в систему управления. Е настраивают таким образом, чтобы в исходном положении игол чатого клапана золотника давление в системе управления н превышало 6 кгс/см², а расход 3 л/мин.

При работе фрезерных головок с САУ дроссель рабочей подач станка полностью открывается и весь объем масла с силово цилиндра ведущей головки поступает на следящий золотни с электроуправлением. Имеющийся на станке дроссель рабоче подачи может быть использован при работе с системой как огранич читель наибольшего значения подачи.

Электрическая схема системы (рис. 8.31), обеспечивающе стабилизацию мощности резания на наиболее нагруженной фрезе состоит из блока, осуществляющего выбор большей мощности, и блока управления следящим золотником. Блок выбора мощности состоит из двух транзисторов *Т1* и *Т2* с общим эммитерным сопротивлением. На базе транзисторов через размыкающие контакты реле *Р1* и *Р2* подаются напряжения с вторичных обмоток трансформаторов тока *ТТ1* и *ТТ2*, включенных в фазы электродвигателей приводов фрез. В коллекторные цепи транзисторов включены обмотки поляризованного реле РП-5. Поскольку тран-

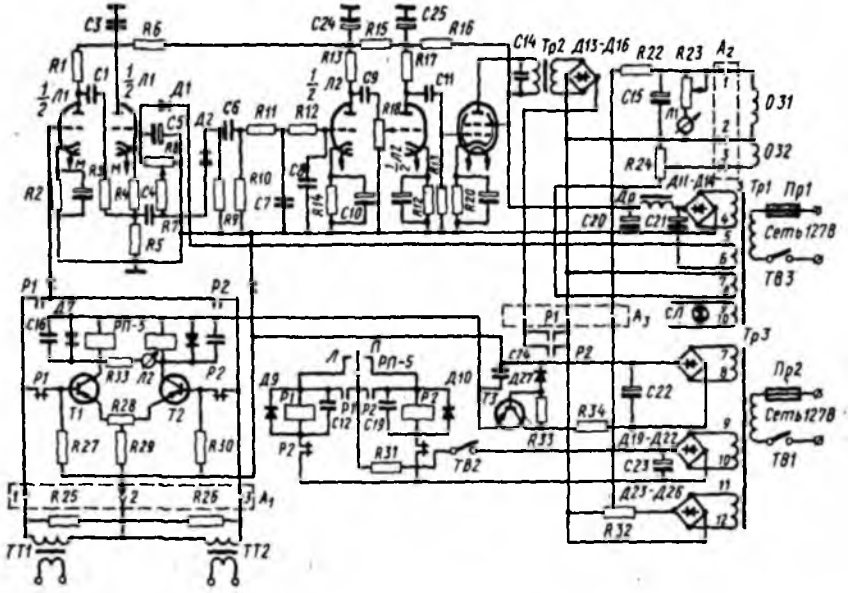


Рис. 8.31. Принципиальная электрическая схема системы адаптивного управления фрезерными головками

зисторы работают с отсечкой коллекторного типа, т. е. в режиме базового детектирования, то постоянные составляющие токов, проходящих через обмотки РП-5, пропорциональны переменным напряжениям на базах или фазным токам двигателей. При различной нагрузке на фрезах меняется потребляемая мощность и сила тока, что вызывает перекос транзисторной схемы и срабатывание поляризованного реле. Контакты поляризованного реле в зависимости от направления перекоса включают либо реле *Р1*, либо *Р2*, которые своими замыкающими контактами ставят себя на самопитание и переключают напряжение с вторичной обмотки трансформатора тока на вход стабилизирующего блока. Для визуального наблюдения за направлением перекоса и для отладки блока между коллекторами транзисторов *Т1* и *Т2* включен регистрирующий прибор (микроамперметр постоянного тока М24). Питание транзисторной схемы осуществляется от трансформатора *Тр3* через стабилизатор напряжения, собранный на транзисторе и опорном диоде Д27.

Блок управления следящим золотником работает следующим образом. Сигнал с вторичной обмотки трансформатора тока усиливается лампой *1/2Л*, работающей в режиме усиления напряжения, и повторяется катодным повторителем *1/2Л* (правый триод по схеме). Катодный повторитель является трансформатором сопротивлений и служит для согласования высокого выходного сопротивления усилителя и низкого входного — детектора. Детектор *Д2* детектирует переменный сигнал с отсечкой, большей 180°. Величина отсечки устанавливается подачей запирающего напряжения на диод *Д2* с делителя *R3* от автономного источника напряжения постоянного тока. Нагрузка детектора не шунтирована емкостью, следовательно, на ней возникают импульсы напряжения (верхушки синусоиды) с амплитудой, пропорциональной амплитуде входного сигнала.

Такое преобразование сигнала позволяет исключить ток холостого хода и установить заданную величину мощности (тока двигателя), которую схема будет поддерживать. Далее из сигнала убирается постоянная составляющая цепочкой *С6R10* и происходит фильтрация (формирование синусоиды) двухзвенным фильтром *R11C7, R12 C8*. Отфильтрованный сигнал подается на двухкаскадный усилитель, собранный на лампе *Л2* (типа *6Н2П*), с коэффициентом усиления, регулируемым резистором *R18*. Усиленный сигнал поступает на оконечный каскад трансформаторного типа на лампе $Л_3$. Вторичная обмотка выходного трансформатора *Тр2* через выпрямительный мост *Д13—Д16* и фильтр *R22 С*15 подключена к обмотке управления *031* золотника Г-68-11. При выборе большей мощности обмотка *031* через контакты реле *Р1* и *Р2* подключена на постоянное напряжение, устанавливаемое делителем *R32*, для обеспечения некоторой номинальной подачи. Вторая обмотка для придания золотнику осциллирующего движения включена через делитель *R24* на

переменное напряжение небольшой амплитуды. Для визуальног наблюдения параллельно управляющей обмотке золотника вкл чен регистрирующий прибор *П1* (микроамперметр постоянно тока М24).

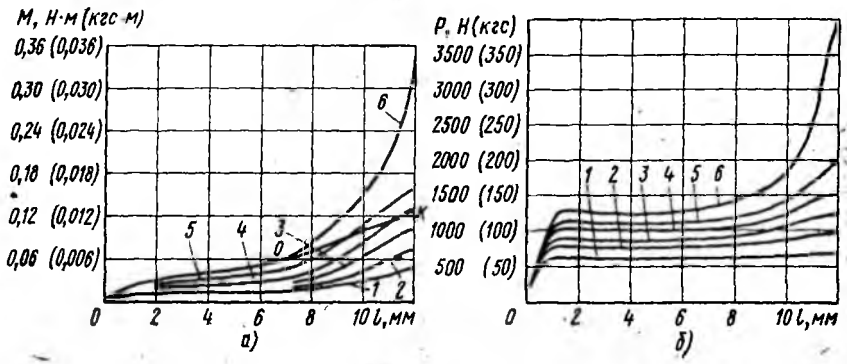
С целью исследования характера изменения крутящего м мента $M_{кр}$ и осевой силы P_0 при различной величине заглубл ния центровки l и определения влияния на них режимов рез ния (скорости v и подачи s) были проведены следующие экспери менты. Для исследования была взята радиусная центровка ди метром 12 мм с длиной рабочей части $L = 11{,}8$ мм. Все экспери менты проводились на вертикально-сверлильном станке с исполь зованием специальных измерительных средств. Измерение кру тящего момента $M_{кр}$ и осевой силы P_0 производилось с помощь трехкомпонентного динамометра *УДМ*, устанавливаемого на стол станка. С тензометрических датчиков динамометра электрически сигналы, соответствующие значениям $M_{кр}$ и P_0, подавались чере усилитель на шлейфовой осциллограф и установленный парал лельно блок микроамперметров, предназначенный для визуальног наблюдения.

В качестве заготовки использовалась отфрезерованная по торцу деталь из прутка, материал—сталь 45. Эксперименты проводи лись при следующих режимах резания: $n_1 = 515$ об/мин; $n_2 = 790$ об/мин; значения продольной подачи: $s = 0{,}0215$; 0,0418; 0,0659; 0,081; 0,1038; 0,132 мм/об.

На основании полученных осциллограмм были построены графики зависимости $M_{кр} = F(s, l)$ и $P_0 = f(s, l)$, предста влённые на рис. 8.32. С увеличением продольной подачи s увели чивается крутящий момент $M_{кр}$ и осевая сила P_0. При этом наблю дается как идентичность характера изменения $M_{кр}$ при сверлении

Рис. 8.32. Графики зависимости изменения крутящего момента $M_{кр}$ и осево силы P_0 от подачи s и глубины l при зацентровке:

а — $M_{кр} = F(s, l)$; б — $P_0 = F(s, l)$; 1 — $s_0 = 0{,}0125$ мм/об; 2 — $s_0 = 0{,}0418$ мм/об 3 — $s_0 = 0{,}0659$ мм/об; 4 — $s_0 = 0{,}081$ мм/об; 5 — $s_0 = 0{,}1038$ мм/об; 6 — $s_0 = 0{,}132$ мм/об

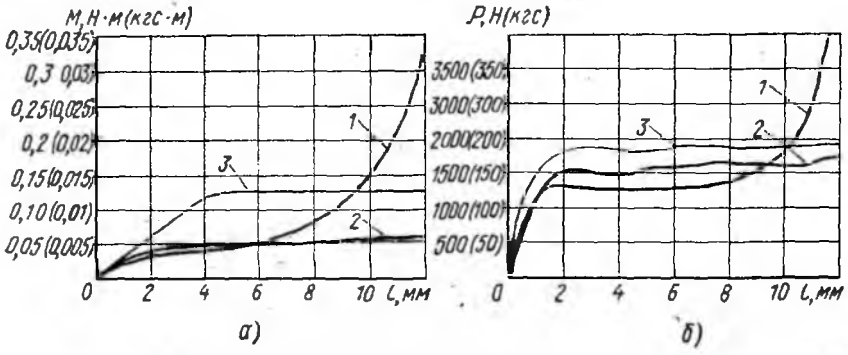


различными подачами, так и идентичность характера изменения силы P_o. В начальный момент резания при заглублении на участке 1—1,5 мм, соответствующем длине режущей части центровки, ограничиваемой углом при вершине 2φ, происходит резкое увеличение P_o и более плавное возрастание $M_{кр}$. При дальнейшем заглублении на 6—8 мм величина осевой силы резания практически не изменяется, между тем как крутящий момент $M_{кр}$ продолжает расти, а затем увеличивается интенсивность роста $M_{кр}$ и P_o. Наибольшее возрастание $M_{кр}$ и P_o наблюдается на последнем участке при заглублении центровки до наибольшего диаметра. Глубина зацентровки оказывает большее влияние на величину крутящего момента, чем на осевую силу резания. Так, например, если при изменении глубины зацентровки от 2 до 11,8 мм при $s = 0{,}066$ мм/об крутящий момент увеличивается на 490% от $M_{кр} = 0{,}0017$ кгс·м до $M_{кр} = 0{,}01$ кгс·м, то осевая сила увеличивается на 34% от $P_o = 882$ Н (90 кгс) до $P_o = 1176$ Н (120 кгс).

Для сопоставления характера изменения $M_{кр}$ и P_o у сверла и у центровки на одинаковых диаметрах были проведены следующие эксперименты. Были взяты два сверла из стали Р18. Первое сверло имело диаметр 4 мм, равный наименьшему диаметру центровки. Второе сверло имело диаметр 12 мм, равный наибольшему диаметру центровки. С этими двумя сверлами были проведены те же эксперименты, что и с центровкой, т. е при одинаковых условиях при тех же величинах подачи s и оборотах была записана осциллограмма изменения осевой силы P_o и крутящего момента $M_{кр}$ в зависимости от глубины зацентровки l. В результате обработки полученных данных были построены графики зависимостей $M_{кр} = F(l)$ и $P_o = f(l)$, представленные на рис. 8.33. Анализ проведенных зависимостей показывает, что

Рис. 8.33. Графики зависимости изменения $M_{кр}$ и P_o при зацентровке и сверлении:

а — $M_{кр} = F(s, l)$; б — $P_o = F(s, l)$; 1 — при центровании; 2 — при сверлении, сверло диаметром 4 мм; 3 — при сверлении, сверло диаметром 12 мм



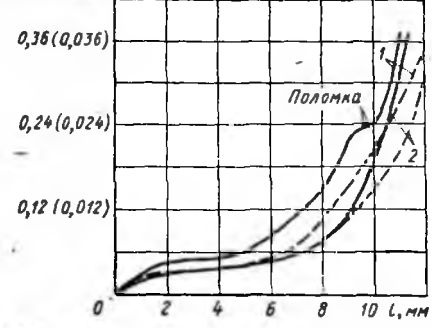
при сверлении с подачей $s = 0{,}132$ мм/об до глубины $l = 5{,}8$ мм величина $M_{кр}$ у центровки меньше, чем у сверла диаметром 4 мм. Это объясняется тем, что на участке заглубления $l = 5{,}8$ мм конструкция и геометрия центровки обеспечивают лучший отвод стружки и более благоприятные условия резания, чем сверло диаметром 4 мм. При дальнейшем заглублении центровки в результате увеличения диаметра режущей части инструмента крутящий момент начинает увеличиваться интенсивнее, превышая по величине $M_{кр}$ для сверла диаметром 4 мм. В момент заглубления на величину $l = 9{,}5$ мм крутящий момент на центровке становится равным величине крутящего момента на сверле диаметром 12 мм, хотя диаметр режущей части центровки на этом заглублении равен 8,5 мм. На участке заглубления свыше 9,5 мм крутящий момент и осевая сила у центровки значительно превышает $M_{кр}$ и P_0 у сверла диаметром 12 мм как по величине, так и по интенсивности роста. В конце заглубления при $l = 12$ мм $M_{кр}$ у центровки почти в 3 раза выше, чем крутящий момент у сверла диаметром 12 мм, а осевая сила в 2 раза превышает P_0 у сверла. Все это свидетельствует о том, что на участке заглубления свыше 9,5 мм условия резания и отвода стружки у центровки значительно хуже, чем у сверла диаметром 12 мм.

В результате проведения ряда экспериментов на повышенных режимах резания было установлено, что в большинстве случаев поломка центровки происходит на участке заглубления $l = 8 \div 11$ мм.

На рис. 8.34 представлена зависимость $M_{кр} = f(L)$, построенная по осциллограмме изменения $M_{кр}$ при зацентровке детали из стали 45, $n = 790$ об/мин и $s = 0{,}132$ мм/об. При заглублении $l = 8{,}8$ мм, когда $M_{кр} = 0{,}025$ кгс·м, а $P_0 = 275$ кгс, произошла поломка центровки. Момент поломки наглядно характеризует изменение $M_{кр}$. На рис. 8.34 приведена также осциллограмма процесса зацентровки с режимами резания $n = 515$ об/мин и $s = 132$ мм/об, при котором поломка центровки произошла на глубине 10,5 мм. Приведенные осциллограммы наглядно показывают, что в рассматриваемых различных режимах резания поломка центровки происходит практически при одинаковых значениях крутящего момента и осевой силы. На рис. 8.34 для сравнения приведены также осциллограммы изменения $M_{кр}$ при зацентровке с теми же режимами, но при отсутствии поломки инструмента.

Рис. 8.34. Графики зависимостей $M_{кр} = f(L)$:

1 — сверление при $n = 515$ об/мин, $s = 0{,}124$ мм/об; 2 — сверление при $n = 790$ об/мин, $s = 0{,}132$ мм/об



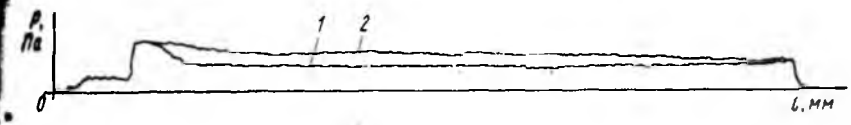


Рис. 8.35. Осциллограммы изменения давления масла в передней полости цилиндра сверлильных головок:
1 — на холостом ходу; *2* — в процессе резания

Полученные результаты и ряд других работ [36] показывают, что в системах автоматического управления на сверлильных головках в качестве регулируемой величины следует выбирать крутящий момент $M_{кр}$, оказывающий влияние на стойкость инструмента. На рис. 8.32, *а* представлена зависимость $M_{кр}$ от l и s при $n = 790$ об/мин, толстой линией *ОК* на рисунке обозначены предельные допустимые значения $M_{кр}$, установленные на основании проведенных экспериментов. Ограничение по $M_{кр}$ начинается с заглубления $l = 6$ мм, при котором начинается наиболее интенсивный рост крутящего момента. Таким образом, зависимость $M_{кр} = f(l)$ представляет наиболее целесообразную программу изменения $M_{кр}$ по мере заглубления центровки. Поддержание в процессе сверления $M_{кр}$ в соответствии с этой программой значительно уменьшает вероятность поломок инструмента и обеспечивает более высокую производительность.

На сверлильных головках фрезерно-центровального станка МР-71 были проведены также эксперименты по исследованию характера изменения давления масла в передней полости цилиндра перемещения пиноли. Эти эксперименты проводились с целью определения возможности использования колебания давления масла в полостях цилиндра в качестве регулируемой величины при создании САУ. Для проведения экспериментов в переднюю и заднюю полости цилиндра перемещения пиноли были установлены два датчика давления мембранного типа с тензорезисторными чувствительными элементами. Сигналы с датчиков усиливались с помощью тензоусилителя и подавались для записи на шлейфовый осциллограф Н-102. Предварительно датчики были оттарированы с помощью образцового манометра. На рис. 8.35 представлены осциллограммы изменения давления масла в передней полости цилиндра пиноли при работе головки без нагрузки (по холостому циклу). Из осциллограмм видно, что давление в полости цилиндра при холостом цикле не изменяется и остается равным 12 кгс/см^2. И только лишь в конце цикла при подходе пиноли к жесткому упору, определяющему глубину зацентровки, происходит резкое возрастание давления до величины 15 кгс/см^2, устанавливаемой с помощью реле давления *РД*. В результате срабатывания реле давления дается команда на отвод пиноли и исходное положение. Время нарастания давления до величины, устанавливаемой с помощью *РД*, определяет время выстоя головки в конечном положении. Эксперименты

показывают, что время выстоя τ зависит от величины прод ной подачи; при $s = 35{,}4$ мм/мин $\tau = 2{,}5 \div 2{,}11$ с, а при $= 225$ мм/мин $\tau = 0{,}41 \div 0{,}38$ с.

Сравнительный анализ двух приведенных осциллограмм по зывает, что при работе под нагрузкой давление в передней по сти цилиндра увеличивается по мере заглубления центров Колебание давления в полости соответствует при этом изме нию осевой силы P_o в процессе резания. В конце заглубле давления фактически возрастает до величины, соответствующ срабатыванию *РД*.

Таким образом, приращение давления, получаемое в резу тате заглубления центровки, составляет 3 кгс/см^2. Анализ по ченных осциллограмм показывает, что характер изменения дав ния в передней полости цилиндра соответствует характеру из нения осевой силы при зацентровке (см. рис. 8.32, *б*). Следо тельно, изменение давления в передней полости цилиндра мож быть использовано в качестве регулируемой величины при соз нии гидравлической системы управления по P_o.

Анализ эмпирической зависимости $M_{кр} = f(v, s)$ и результат проделанных экспериментов показывает, что управлять в проце резания величиной крутящего момента возможно путем изме ния величины продольной подачи s, путем изменения скоро резания v или путем одновременного изменения подачи и с рости. Однако продольная подача оказывает на величину кру щего момента $M_{кр}$ и осевую силу P_o бо́льшее влияние, чем с рость резания. Поэтому выбор продольной подачи в качест регулируемого параметра (управляющего воздействия) являет наиболее целесообразным. Изменяя продольную подачу, мож так воздействовать на величину крутящего момента, что отк нение его от заданного по программе значения может быть дос точно малым.

Следует различать программное управление и программ изменение крутящего момента. При программном изменен отсутствует обратная связь по $M_{кр}$. Если производить зацентров с программным изменением $M_{кр}$, то невозможно компенсирова влияние таких случайных факторов, как колебание твердос затупление инструмента, изменение условий отвода стружк При этом способе $M_{кр}$ изменяется путем заранее запрограмми ванного изменения величины продольной подачи в зависимос от глубины зацентровки l. Таким образом, при программ изменении $M_{кр}$ компенсируется влияние только систематичес действующих факторов, изменяющихся по определенному зако Структурная схема САУ, обеспечивающая программное изме ние $M_{кр}$, прадставлена на рис. 8.36. С помощью датчика в процессе резания непрерывно измеряется глубина зацентров и в соответствии с этим с программного устройства $ПУ M_{кр}$ исполнительный механизм *ИМ* поступает электрический сигн соответствующий требуемому значению подачи s.

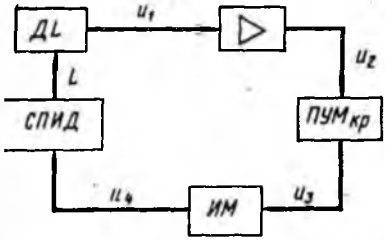


Рис. 8.36. Структурная схема системы программного изменения крутящего момента при зацентровке

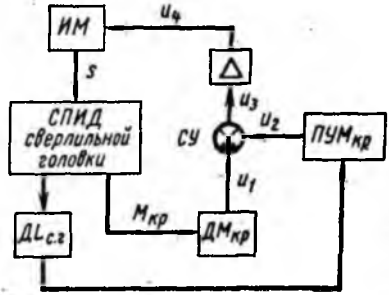


Рис. 8.37. Структурная схема системы программного управления крутящим моментом

Сущность программного управления крутящим моментом при зацентровке заключается в программировании крутящего момента в соответствии с величиной заглубления центровки и поддержании его независимо от действия случайных факторов.

Принципиальная блок-схема системы, обеспечивающей программное управление крутящего момента путем изменения подачи, представлена на рис. 8.37. С помощью датчика $ДМ_{кр}$ в процессе зацентровки производится непрерывное изменение крутящего момента. Одновременно датчик $ДL$ непрерывно измеряет величины заглубления центровки и выдает соответствующую информацию в программное устройство $ПУМ_{кр}$. С датчика сигнал u_1, соответствующий фактической величине крутящего момента, подается на сравнивающее устройство $СУ$, на схему сравнения поступает также сигнал u_2 с программного устройства $ПУМ_{кр}$, пропорциональный крутящему моменту, заданному на соответствующем заглублении. Полученный на сравнивающем устройстве сигнал рассогласования u_3 усиливается и подается на исполнительный механизм $ИМ$, обеспечивающий бесступенчатое регулирование продольной подачи s.

Зацентровка с программным управлением предусматривает обратную связь по крутящему моменту. С этой целью крутящий момент $M_{кр}$ в процессе сверления непрерывно измеряется, сравнивается с заданным значением и при возникновении рассогласования величина продольной подачи автоматически изменяется до значения, при котором рассогласование не превышает допустимой величины. Таким образом, способ программного управления позволяет поддерживать заданный закон изменения крутящего момента $M_{кр}$ независимо от колебания твердости детали и затупления инструмента.

Механогидравлическая система программного управления крутящим моментом, разработанная для сверлильных головок фрезерно-центровального станка МР-71, представлена на рис. 8.38. Величина крутящего момента в процессе зацентровки измеряется

Вид А
1
2
3
4
5
6
11
12
A
z=27
m=1,5

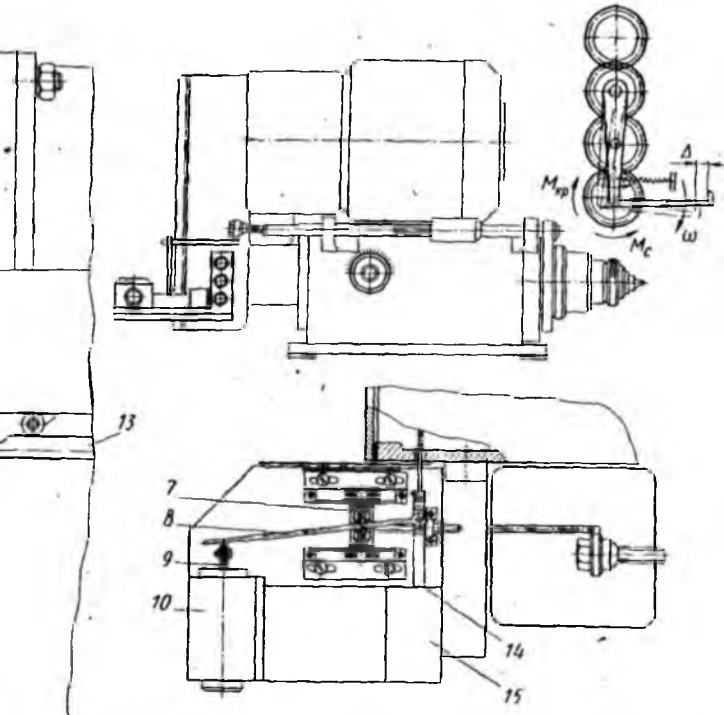


Рис. 8.38. Схема механогидравлической системы программного управления крутящим моментом при зацентровке

специальным динамометрическим устройством, устанавливаемым в коробке скоростей сверлильной головки на месте сменных шестерен. Крутящий момент с вала *1* электродвигателя передается на вал *2* и далее через зубчатое колесо, промежуточную шестерню *3* и зубчатое колесо $z = 27$ передается на шпиндель головки. Промежуточная шестерня закреплена на водиле *11*, которое, в свою очередь, базируется на валу 2. Водило *11*, установленное на подшипниках скольжения, имеет возможность вместе с промежуточной шестерней поворачиваться вокруг оси вала *2* на незначительный угол. К водилу прикреплена растягивающая пружина *5*, предварительный натяг которой создается с помощью регулировочного винта *4*. На конце водила закреплена рейка *6*, перемещающая рычаг *8*. В процессе сверления при вращении центровки по часовой стрелке промежуточная шестерня вместе с водилом стремится повернуться влево под действием момента сопротивления (момента реакции). Однако повороту водила препятствует заданный момент, получаемый в результате предварительного натяга пружины. Этот момент действует в противоположном направлении и равен по величине

$$M_з = FR,$$

где F — усилие предварительного натяга пружины;

R — расстояние от оси пружины до оси поворота водила.

При увеличении крутящего момента на центровке выше $M_з$ пружина дополнительно растягивается и водило поворачивается влево на угол α, пропорциональный разности фактического крутящего момента и момента, задаваемого пружиной. Величина перемещения конца водила

$$a = \frac{M_{кр} - M_з}{RC},$$

где C — жесткость пружины.

Водило будет находиться в равновесии, когда крутящий момент на центровке будет равен суммарному моменту, получаемому в результате растяжения пружины. При перемещении рейки *6* соединенный с ней рычаг *8* поворачивается относительно шарнирной опоры и перемещает шток *9* золотника *10*, обеспечивающего регулирование величины продольной подачи.

Программирование задаваемого крутящего момента по мере заглубления центровки производится путем изменения соотношения плеч рычага *8*. Для этого шарнирная опора рычага установлена на специальную каретку *7*, которая имеет возможность перемещаться по направляющим на двух шарикоподшипниках в направлении движения пиноли. Подвижная каретка с помощью рейки *12* связана со штоком управления *13*. В процессе зацентровки шток управления *13* двигается вместе с пинолью в осевом направлении и перемещает шарнирную опору, изменяя тем самым соотношение плеч рычага. При выходе центровки из детали,

когда пиноль отходит назад, каретка с шарнирной опорой вращается в исходное положение под действием усилия сжа пружины. С целью уменьшения влияния колебаний на качес процесса регулирования в системе предусмотрен демпфер Шток *14* демпфера непосредственно связан с рейкой *6*, перемещающей рычаг. Бесступенчатое регулирование продольной пода пиноли сверлильной головки производится осевым дросселем золотникового типа. Гидросистема сверлильной головки с допо нительно встроенным в нее золотником управления представле на рис. 8.30.

Применение адаптивной системы управления на фрезерн головках обеспечивает возможность повышения производител ности фрезерования торцов за счет сокращения машинного вр мени в 2 раза. Если при обычной обработке величина продол ной подачи, устанавливаемая равной $s_{мин} = 330$ мм/мин, остает все время постоянной, то при использовании САУ подача автом тически меняется в соответствии с глубиной и шириной фрезер вания и на участках врезания и выхода фрезы $s_{мин} = 350 \div 920$ мм/мин. Фрезерные головки, оснащенные системой адапти ного управления, работают в определенном силовом режиме, пр котором исключается возможность случайной перегрузки. Вслед ствие этого увеличивается стойкость фрез и уменьшаются расход на режущий инструмент. Программное управление крутящи моментом при зацентровке позволяет поддерживать по мере загл бления определенные значения $M_{кр}$ и P_o, при которых исклю чается возможность поломки инструмента и обеспечиваются более высокие режимы резания. В результате этого повышается стойкость инструмента и сокращается время сверления.

Система управления углом закручивания кинематической цепи системы СПИД с целью повышения точности направления зуба при зубофрезеровании *. Система управления служит для повы шения точности направления зуба при однопроходном зубофре зеровании цилиндрических зубчатых колес среднего модуля. Рассмотрим кратко физические основы создания системы. Проведенные исследования показали, что существенным фактором, вызывающим образование погрешности направления зуба при однопроходном зубофрезеровании, является отклонение силы резания на участке выхода фрезы. Длина этого участка весьма значительна. При обработке прямозубых колес она находится в пределах от 17 мм (при модуле $m = 2$ мм) до 38 мм (при $m = 6$ мм) и составляет, как правило, от 64 до 100% от ширины зубчатого венца нарезаемого колеса. С увеличением угла наклона зуба длина участка выхода фрезы растет.

Механизм образования погрешности направления зуба под действием рассматриваемого фактора следующий. На участке врезания фрезы в заготовку сила резания P возрастает. Происхо-

---

* Написано И. Б. Пейсаховичем.

дит нагружение кинематической цепи системы СПИД крутящими моментами резания на фрезе $M_{фр}$ и заготовке $M_{заг}$. При этом кинематическая цепь системы СПИД закручивается на некоторый угол. Угол закручивания кинематической цепи системы СПИД, приведенный к фрезе,

$$\varphi_д = \frac{M_{фр}}{j_{фр}} + \frac{z_{заг}}{z_{фр}} \frac{M_{заг}}{j_{заг}},$$

где $j_{фр}$ и $j_{заг}$ — крутильные жесткости ветвей фрезы и заготовки кинематической цепи системы СПИД;

$z_{заг}$ — число зубьев заготовки;

$z_{фр}$ — число заходов червячной фрезы.

Заметим, что при обработке прямозубых колес на участке врезания не происходит профилирования боковых поверхностей зубьев нарезаемого колеса, а при обработке косозубых колес профилирование происходит на небольшой части участка врезания, на которой отклонения величин P, $M_{фр}$, $M_{заг}$ и $\varphi_д$, как правило, невелики. На участке установившегося резания при незначительном влиянии случайных отклонений твердости заготовки и припуска величины P, $M_{фр}$, $M_{заг}$ и $\varphi_д$ практически остаются постоянными. На участке выхода фрезы величины P, $M_{фр}$, $M_{заг}$ и $\varphi_д$ убывают от максимальных значений, имевших место на участке установившегося резания, до 0 в конце профилирования зубчатого венца. Кинематическая цепь системы СПИД «раскручивается».

Таким образом, на участке выхода фрезы заготовка и фреза совершают дополнительные движения (повороты вокруг осей их вращения), которые приводят к образованию погрешности направления зуба. Как показали исследования, в подавляющем большинстве случаев обработки отклонения $M_{фр}$ по сравнению с отклонениями $M_{заг}$ оказывают доминирующее влияние на отклонение угла закручивания $\varphi_д$ и величину образуемой погрешности направления зуба. Обычно это имеет место при:

1) обработке прямозубых колес с наружным диаметром D_e, изменяющимся от 170 мм (при $m = 2$ мм, $z_{фр} = 1$) до 670 мм (при $m = 6$ мм, $z_{фр} = 3$);

2) обработке косозубых колес с углом наклона зуба $\beta = 8 \div 15°$ с D_e, изменяющимся от 130 мм (при $\beta = 15°$, $m = 2$ мм, $z_{фр} = 1$) до 610 мм (при $\beta = 8°$, $m = 6$ мм, $z_{фр} = 3$).

В этих случаях, стабилизируя крутящий момент на фрезе, можно существенно сократить отклонения угла закручивания кинематической цепи системы СПИД $\varphi_д$ и, следовательно, повысить точность направления зуба при однопроходном зубофрезеровании зубчатых колес.

На основании изложенного была разработана система управления, смонтированная на станке 5Е32. Принцип работы системы заключался в следующем. На фрезе создавался регулируемый тормозной момент $M_{фр.доп}$, который изменялся в процессе обра-

ботки так, чтобы поддерживать сумму $M_{фрΣ}$ крутящего моме
резания $M_{фр}$ и тормозного момента $M_{фр.доп}$ постоянной, т.
чтобы обеспечить условие

$$M_{фр\,Σ} = M_{фр} + M_{фр.доп} = \text{const}. \qquad (8$$

Благодаря поддержанию этого условия уменьшились откл
нения угла закручивания $\varphi_д$ и была повышена точность напр
вления зуба нарезаемых колес. Управление углом закручивания
при помощи системы осуществлялось вручную по силе тока ст
тора главного двигателя станка *1*. Предварительно было устан
влено наличие практически однозначной функциональной завис
мости между силой тока *I* и крутящим моментом на фрезе. В ра
работанной системе (рис. 8.39) регулируемый тормозной моме
создавался при помощи электромагнитного порошкового тор
моза *1* типа ПТ-6М, выпускаемого заводом «Станкоконструк
ция». Момент, развиваемый тормозом, передавался на оправк
фрезы после усиления зубчатым мультипликатором *2* с переда
точным отношением 7,98. Работает система следующим образом
Оператор *12* следит за показаниями амперметра *9*, измеряющего
силу тока *I*. При наличии отклонений текущего значения *I* от
заданного оператор поворачивает ручку потенциометра *3* в тре
буемую сторону. При повороте ручки потенциометра меняются
выходной сигнал $I_п$, сила тока, проходящего через обмотку тор
моза, $I_т$, момент тормоза $M_т$ и регулируемый тормозной момент
на фрезе $M_{фр.доп}$. Ручку потенциометра поворачивают до тех пор,
пока значение силы тока *I* снова не станет равным заданному.
Таким образом, стабилизируя силу тока *I*, стремятся поддержи
вать при обработке условие (8.1).

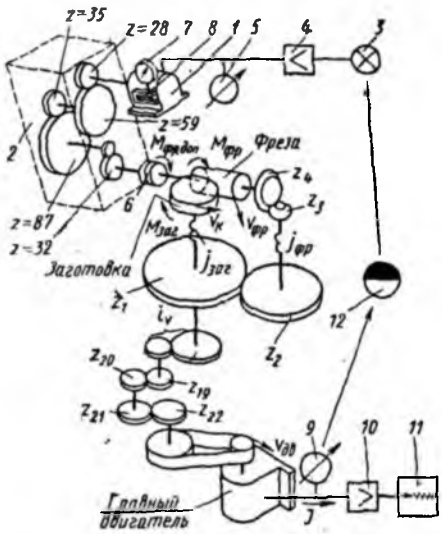
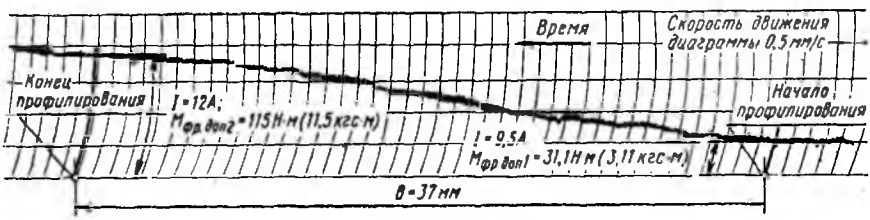


Рис. 8.39. Схема системы управления углом закручивания кинематической цепи системы СПИД:

1 — порошковый тормоз ПТ-М6; *2* — мультипликатор; *3* — потенциометр; *4* — усилитель сигнала потенциометра; *5* — амперметр, измеряющий ток, протекающий через обмотку тормоза; *6* — соединительная муфта; *7* — индикатор часового типа; *8* — динамометр тормоза; *9* — амперметр, измеряющий ток статора главного двигателя станка; *10* — усилитель самописца; *11* — самописец Н320-1; *12* — оператор

Было установлено, что отклонение $\varphi_д$ на участке выхода фрезы происходит с малой скоростью (порядка десятых и сотых долей градуса в минуту). Следовательно, с целью внесения в кинематическую цепь системы СПИД поправок для повышения точности направления зуба необходимо осуществлять изменение $\varphi_д$ такого же характера с обратным знаком. Для проверки возможности изменений $\varphi_д$ указанного характера путем изменения тормозного момента $M_{фр.\,доп}$ был поставлен эксперимент. Нарезали два зубчатых колеса с параметрами: $m = 4{,}5$ мм, $z_{заг} = 36$, ширина венца $b = 37$ мм фрезой с $z_{фр} = 2$. Предварительно зубчатые колеса были профрезерованы на глубину 9,5 мм, и условия зубофрезерования в эксперименте были выбраны такими (глубина фрезерования $h = 0{,}4$ мм, материал заготовок — чугун, $HB140$, подача фрезы $s = 1{,}16$ мм/об, частота вращения фрезы $n_{фр} = 78$ об/мин), чтобы крутящие моменты $M_{фр}$ и $M_{заг}$ были достаточно малы и влиянием их отклонений на образование погрешности направления зуба можно было пренебречь. У детали № 1, которая была обработана без приложения к фрезе тормозного момента, погрешность направления зуба составила не более 5 мкм на ширине зубчатого венца. При обработке детали № 2 к фрезе был приложен тормозной момент $M_{фр.\,доп}$, который изменялся при помощи задающего устройства по закону, близкому к прямолинейному, в зависимости от перемещения фрезы вдоль оси нарезаемого колеса. О характере изменения $M_{фр.\,доп}$ при обработке детали № 2 можно судить по диаграмме силы тока I, записанной на самописце Н320-1 (рис. 8.40). Указанное изменение $M_{фр.\,доп}$ вызвало изменение угла закручивания $\varphi_д$ и возникла искусственно созданная погрешность направления зуба (рис. 8.41, *а*), составляющая 27—32 мкм на ширине зубчатого венца. Из сопоставления на рис. 8.41, *а* с кривой на рис. 8.49 и характером погрешности направления зуба, которая теоретически должна была возникнуть при обработке дателя № 2 в случае изменения $M_{фр.\,доп}$ и $\varphi_д$ по идеально прямолинейному закону (рис. 8.41, *б*), следует, что при обработке детали № 2 происходило плавное увеличение угла закручивания кинематической цепи системы СПИД по закону, близкому к фактическому закону изменения $M_{фр.\,доп}$.

Рис. 8.40. Диаграмма силы тока главного двигателя станка при обработке детали № 2



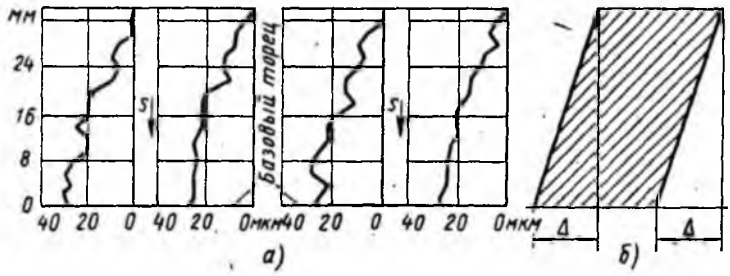


Рис. 8.41. Погрешности направления зуба у детали № 2:
а — типичные кривые; б — теоретическая схема

Средняя скорость изменения угла закручивания кинематической цепи системы СПИД вследствие изменения крутящего момента на фрезе

$$\varphi_д = \frac{2}{mz_{фр}} \Delta \frac{1}{t},$$

где Δ — средняя величина погрешности направления зуба на ширине зубчатого венца;

t — время, за которое фреза проходит путь, равный ширине зубчатого венца.

При обработке детали № 2 $\Delta \cong 30$ мкм, $t \cong 7{,}37$ мин и $\varphi_д = 0{,}06$ град/мин.

Таким образом, результаты эксперимента показывают, что путем изменения тормозного момента на фрезе можно осуществлять плавные «медленные» изменения угла закручивания кинематической цепи системы СПИД, необходимые для компенсации отклонений указанного угла на участке выхода фрезы. Эффект, получаемый от разработанной системы, иллюстрируется следующим примером. Было нарезано две партии зубчатых колес одного типоразмера по 3 шт. Параметры нарезанных колес и условия обработки даны в табл. 8.2. I партия обрабатывалась обычным способом, т. е. без применения САУ; II партия обрабатывалась с применением САУ.

Сопоставление измеренных величин погрешностей направления зубьев у деталей I и II партий показало повышение точности направления зуба за счет созданной системы автоматического управления, примерно, в 4—6 раз (см. табл. 8.2).

Типичные кривые погрешности направления зуба, записанные на самописце, показаны на рис. 8.42.

Приведенный пример показывает высокую эффективность разработанной *ab* САУ для решения задачи повышения точности направления зуба.

Гидрокопировальные станки автоматической линии, оснащенные САУ. Автоматическая линия МРЛ-13 предназначена для

обработки валиков ротора генератора длиной 378 и диаметром 56 мм. В качестве заготовки используется штамповка или поковка из стали 10. Автоматическая линия состоит из шести станков. При обычной технологии на первой операции (станок МР-71) производится фрезерование и зацентровка торцов. На последующих четырех гидрокопировальных станках 1722 выполняется соответственно черновая и чистовая обточка правой и левой половины вала, а на последнем многорезцовом станке производится точная подрезка канавок. На первые два гидрокопировальных станка автоматической линии были установлены адаптивные системы. Это позволило осуществить обработку валика ротора генератора с требуемой точностью и производительностью в один проход вместо двух. На гидрокопировальных станках автоматической линии исследовались различные варианты и конструкции адаптивных систем, в том числе система комплексного управления статической и динамической настройки и многоконтурная пневмоэлектрогидравлическая система комплексного управления с устройством активного контроля (рис. 8.43). Рассмотрим подробнее многоконтурную пневмоэлектрогидравлическую систему.

Эта система состоит из электрогидравлического контура регулирования продольной подачи суппорта и двух пневмоэлектромеханических контуров, обеспечивающих управление размером статической настройки как в процессе резания, так и после обработки. С помощью динамометрического узла *1* в процессе резания производится непрерывное измерение отклонений размера динамической настройки. Измерение производится одновременно двумя датчиками: индуктивным *2* и пневматическим *3*. Электрический

Таблица 8.2

Заготовка	Число зубьев	36
	Модуль	4,5 мм
	Угол наклона зуба	10°
	Ширина венца	55 мм
	Направление зуба	Правое
	Материал	Сталь 40Х
	НВ	180—200
Фреза	Диаметр фрезы	90 мм
	Направление нарезки фрезы	Правое
	Число зубьев	10
	» заходов	2
Режим резания	Скорость резания	22 м/мин
	Подача фрезы	1,2 мм/об
	Глубина фрезерования	9,9 мм
	Вид фрезерования	Попутное
	Охлаждение	Сульфофрезол

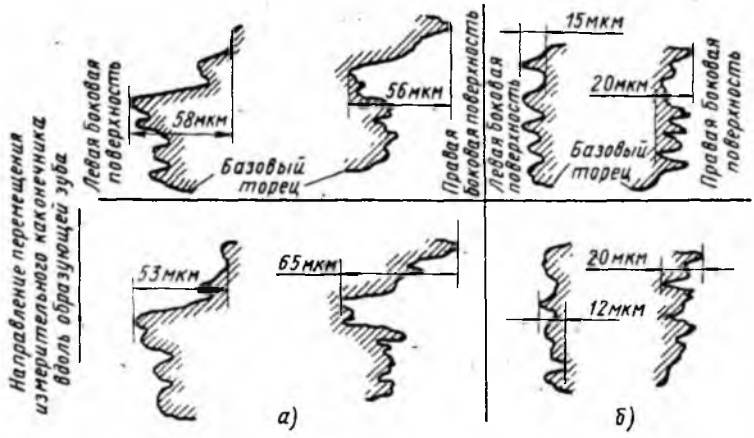


Рис. 8.42. Экспериментальные кривые погрешности направления зуба:
а — у детали 1-й партии; б — у детали 2-й партии

сигнал u_1 с индуктивного датчика подается на схему сравнения *СС*, куда поступает также сигнал u_2 с задатчика $ЗДА'_{д.\,пр}$. Сигнал рассогласования u_3 усиливается $u_4 = k_1 u_3$ и далее через блок ограничения подачи *ОП* подается на следящий золотник с электроуправлением. Таким образом, этот контур непрерывно поддерживает наибольшее оптимальное значение продольной подачи, при которой обеспечивается требуемая чистота поверхности и исключается возможность превышения заданного значения упругого перемещения. Пневматическая система управления состоит из двух контуров с общим блоком питания, куда входят влагоотделитель *11*, реле давления *12* и фильтр-стабилизатор *13*. Первый контур, обеспечивающий регулирование в процессе резания размера статической настройки, состоит из двух пневмодатчиков *3* и *4* типа «сопло-заслонка», пневмоэлектрического блока сравнения *1ПБС* и исполнительного механизма малых перемещений *5*.

При изменении размера динамической настройки расстояние между соплом и заслонкой датчика *3* меняется, вследствие чего изменяется расход воздуха через сопло и давление в одном из двух сильфонов блока сравнения *1ПБС*. В результате разности давления в сильфонах замыкаются контакты *1к* или *2к*, включающие электродвигатель *6*, механизма малых перемещений *5*. Малые перемещения передаются на следящий золотник *7*. При перемещении суппорта на требуемую величину поднастройки Δ_c зазор в датчике обратной связи *4* меняется, вследствие чего давление в обоих сильфонах выравнивается, контакты размыкаются и двигатель исполнительного механизма останавливается.

Второй контур, обеспечивающий поднастройку с целью сокращения влияния на точность таких систематически действующих

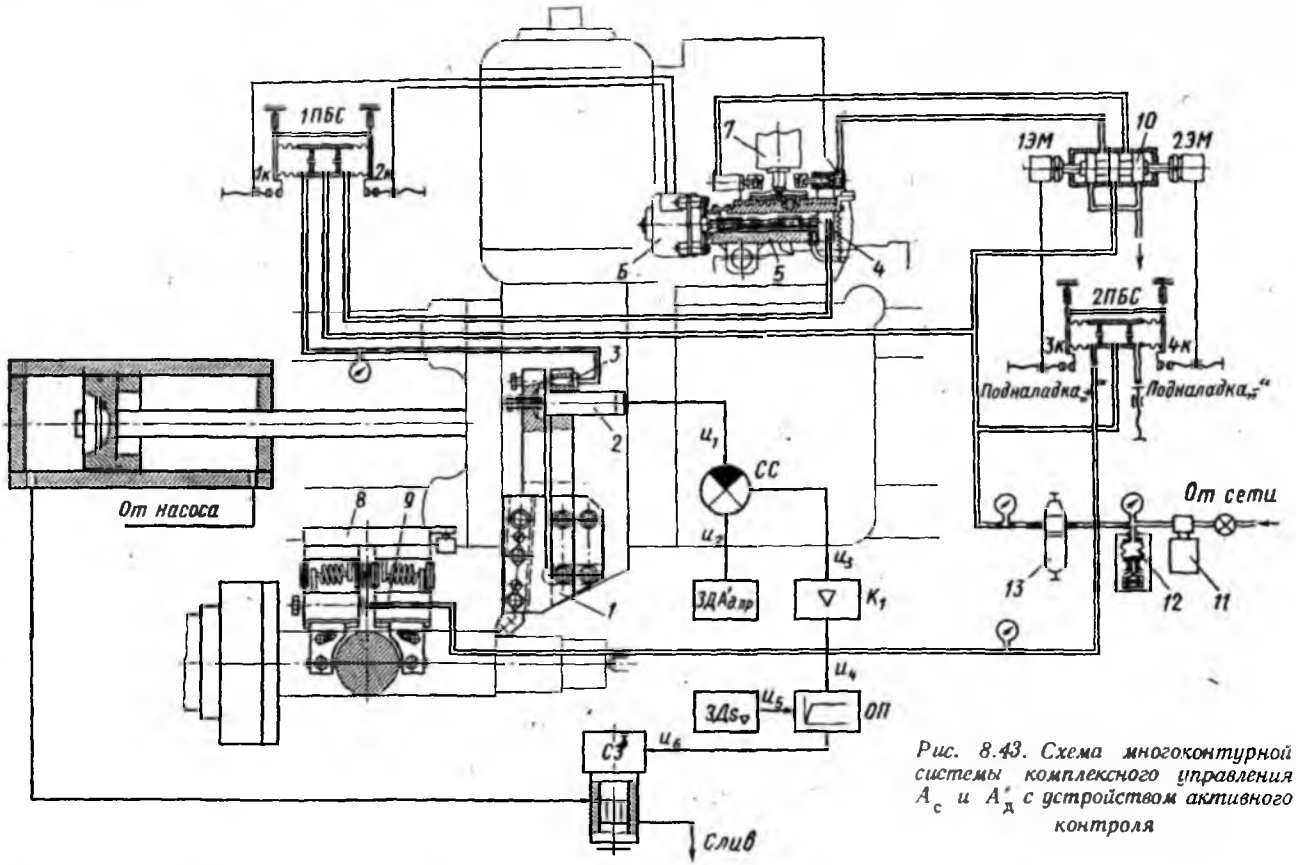


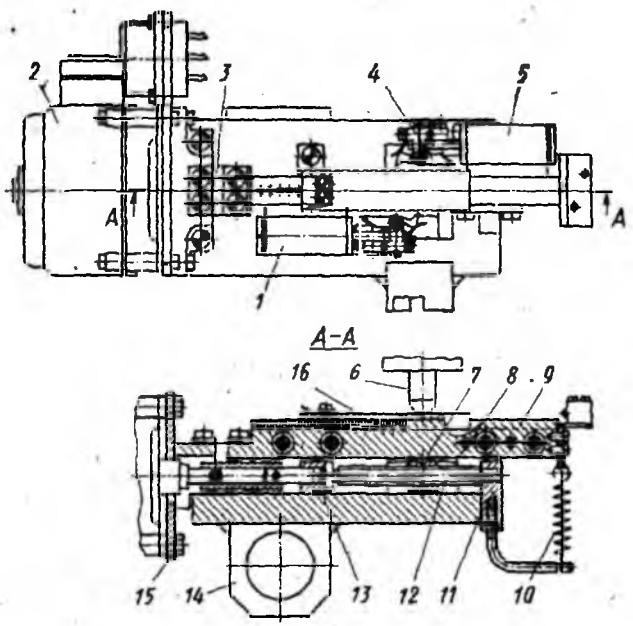
Рис. 8.43. Схема многоконтурной системы комплексного управления A_c и $A_д^*$ с устройством активного контроля

факторов, как размерный износ инструмента и температурн деформации, состоит из измерительной скобы *8* с пневмодатч ком *9*, пневмоэлектрического блока сравнения *2ПБС*, воздух распределителя *10* и исполнительного механизма *5*. После обр ботки детали измерительная скоба опускается и в зависимост от величины зазора в пневмодатчике *9* блок сравнения фиксиру отклонение получаемого диаметрального размера, замыкая соот ветствующие контакты. В результате включается один из двух эле тромагнитов (*1ЭМ* или *2ЭМ*) воздухораспределителя, и возду подается в соответствующий пневмоцилиндр механизма подна ладки.

На рис. 8.44 представлена схема механизма малых переме щений, обеспечивающего поднастроечные перемещения суппорт как в процессе резания с целью уменьшения влияния на точность колебания размера динамической настройки, так и после обработки с целью сокращения влияния на точность диаметральных размеров детали систематически действующих факторов. Механизм малых перемещений встраивается в рычаг упора щупа. При такой конструкции малые перемещения передаются непосредственно на щуп следящего золотника и отрабатываются гидравлической следящей системой станка.

Этот механизм состоит из корпуса *14* с установленным на нем кронштейном *15* для крепления сервоэлектродвигателя *2*. От

Рис. 8.44. Схема механизма малых перемещений для регулирования размера A_c в процессе резания и после обработки



электродвигателя вращение через муфту передается на вал *12*, установленный в двух опорах скольжения *11* и *13*. При вращении вала происходит перемещение сухаря *8* вдоль направляющих. На сухарь *8* через ролик *7* опираются консоль *9*, шарнирно закрепленная с помощью плоской пружины *3* относительно корпуса механизма. Консоль *9* постоянно поджимается к сухарю пружиной *10*, закрепленной на кронштейне. Консоль наклонена относительно направляющих сухаря под небольшим углом $\alpha = 3 \div 5°$. Вследствие этого при перемещении сухаря в осевом направлении происходит незначительный поворот консоли относительно точки защемления пружины. Таким образом создаются малые реверсивные перемещения, непосредственно передающиеся на щуп *6* следящего золотника. При передвижении сухаря в правую сторону малые перемещения направлены вниз, при передвижении сухаря влево перемещения направлены вверх.

Создаваемая величина малых перемещений

$$\xi = \frac{qh}{\tau \frac{\psi}{4\pi} + q} - h, \qquad (8.2)$$

где q — расстояние от оси золотника до места защемления пружины в мм;

h — разность высоты сухаря *8* и расстояния от консоли *9* до корпуса в мм;

τ — шаг винта в мм;

ψ — угол поворота винта в градусах.

Уравнение (8.2) представляет собой частный случай дробно-линейной функции. Весь процесс регулирования происходит в пределах 1—1,5 оборотов винта. Поэтому при сравнительно малых изменениях аргумента угла ψ, когда $q \gg \tau \frac{\psi}{4\pi}$, зависимость $\xi = F(\psi)$ можно считать линейной, а передаточное число механизма i постоянным:

$$i = \operatorname{tg} \alpha_0 = \frac{h}{q}. \qquad (8.3)$$

Регулирование величины h путем изменения толщины нижней планки дает возможность изменять в широком диапазоне передаточное число механизма, что является одной из его отличительных особенностей.

На корпусе механизма соосно со следящим золотником установлен пневматический датчик обратной связи, выполненный в виде сопла. Датчик производит измерение поднастроечного перемещения суппорта по смещению консоли, передаваемому на щуп золотника. Для создания малых перемещений, обеспечивающих поднастроечное перемещение суппорта, с целью компенсации систематически действующих факторов на консоль *9* устано-

влен ползун *16*. Ползун может перемещаться по направляющим консоли вдоль оси. Перемещение сухаря производится с помощью двух пневмоцилиндров *1* и *5*. На боковых сторонах ползуна нарезаны зубья, а на штоках пневмоцилиндров шарнирно закреплены собачки *4*, поджимаемые плоскими пружинами. Таким образом при перемещении штока пневмоцилиндра *5* собачка зацепляет зуб и ползун перемещается на шаг влево, а при перемещении штока пневмоцилиндра *2* ползун перемещается на шаг вправо. Каждый шаг перемещения сухаря фиксируется с помощью подпружиненного шарика, западающего в отверстия, расположенные в консоли. Верхняя плоскость в консоли наклонена под небольшим углом α относительно нижней поверхности, т. е. поверхности направляющих. Вследствие этого при перемещении ползуна на один шаг создаются дискретно малые перемещения 0,005 мм.

На автоматической линии МРЛ-13 были проведены исследования вопросов точности и производительности обработки деталей как обычным способом, так и с применением различных систем управления. Эксперименты показывают, что использование системы автоматического управления размера динамической настройки позволяет осуществить обработку валика ротора генератора в один проход вместо двух. Если при обычной обработке общее поле рассеяния диаметральных размеров деталей в партии ω составляет 0,2 мм, то при обработке деталей с системой автоматического управления $A_д'\ \omega = 0{,}09 \div 0{,}11$ мм. Использование адаптивной системы комплексного управления размерами статической и динамической настройки совместно с системой активного контроля позволяет за счет сокращения влияния систематически действующих факторов дополнительно повысить точность обработки до $\omega = 0{,}04 \div 0{,}06$ мм.

Повышение эффективности применения систем управления упругими перемещениями путем оптимизации геометрии режущего инструмента. Металлорежущие станки, оснащенные системами, обеспечивающими управление упругими перемещениями путем регулирования величины продольной подачи, обладают эффективными предохранительными (защитными) свойствами. Применение автоматической системы, изменяющей величину продольной подачи в зависимости от силы резания, позволяет практически исключить возможность поломки слабого звена или режущего инструмента, получаемой в результате резкого (скачкообразного) изменения нагрузки из-за случайного колебания припуска, твердости детали или затупления инструмента. Управление упругими перемещениями путем регулирования продольной подачи обеспечивает стабилизацию размера динамической настройки, а следовательно, и стабилизацию нагрузки на режущий инструмент. При этом изменение в задающем устройстве уставки размера динамической настройки позволяет заранее предопределить наибольшую допускаемую нагрузку на режущий инструмент. Это обстоятельство позволяет по-новому подойти к вопросу

определения геометрических параметров режущего инструмента на металлорежущих станках, оснащенных САУ.

Анализ различных случаев хрупкого разрушения режущей части инструмента показывает, что следует различать выкрашивание и скалывание инструмента. Если выкрашивание проявляется в отделении малых частиц режущей кромки и обусловлено поверхностными дефектами инструментального материала, неоднородностью структуры и остаточными напряжениями, то сколы представляют собой отделение под действием внешней нагрузки относительно большого объема режущей части инструмента, превышающего размеры контактной зоны. С целью ограничения выкрашивания в практике машиностроения широко используется тщательная чистовая заточка, доводка режущего инструмента. Исследования показывают, что при определенной форме режущей части инструмента скалывание неизбежно наступает при соответствующих предельных толщинах среза, т. е. при определенных нагрузках, приложенных к инструменту. Скалывание режущей части во многом зависит от геометрии инструмента и, в частности, от угла заострения β, переднего угла γ и главного угла в плане φ. Однако наибольшее влияние на скалывание оказывает толщина среза

$$a = s \sin \varphi,$$

где s — продольная подача в мм/об;

φ — главный угол в плане.

Если после выкрашивания восстановление режущей части инструмента возможно осуществить путем переточки, то после скалывания восстановление инструмента путем переточки, как правило, экономически нецелесообразно или вообще невозможно. Обычно исходными данными при ресчете прочности режущей части инструмента и определения его геометрии является возникающая в процессе резания нагрузка и допускаемые в инструменте напряжения. С увеличением угла заострения β увеличивается и предельная толщина среза $a_{пр}$, при которой происходит скалывание. Экспериментально установлено, что при одном и том же угле заострения $\beta = 40 \div 80°$ большему переднему углу и малому заднему углу соответствует более высокая предельная толщина среза. Все это объясняется тем, что с увеличением переднего угла и с уменьшением угла заострения силы резания уменьшаются. Однако при этом уменьшается и прочность режущей части, поэтому задача расчета заключается в определении оптимальных соотношений.

При использовании системы, обеспечивающей управление размером динамической настройки, когда исключается возможность случайных перегрузок, представляется возможным применение режущего инструмента и, в частности, резцов с меньшим углом заострения β.

Уменьшение угла заострения β приводит к уменьшению составляющих вектора силы резания P_Y, P_X, P_Z, это, в свою очередь, обеспечивает возможность обработки детали с требуемой точностью при более высокой величине продольной подачи s, т. е. с большей производительностью. Действительно, так как в общем случае величина упругого перемещения

$$A'_д = AP_Y + BP_X + CP_Z,$$

где A, B, C — коэффициенты, характеризующие влияние составляющих на $A'_д$, а составляющие P_Y, P_X, P_Z являются функцией от подачи $P = f(s)$, то при поддержании требуемого значения $A'_д = \text{const}$ величина продольной подачи s с уменьшением силы резания будет увеличиваться. Для исследования влияния угла заострения β на составляющие вектора силы резания P_Y, P_X, P_Z были проведены следующие эксперименты. На токарном станке обрабатывались ступенчатые детали из стали 45 с подачами $s = 0{,}15$ мм/об; 0,4 мм/об; 0,6 мм/об и $v = 88$ м/мин. При точении различных ступеней детали на проход глубина резания соответственно составляла $t_1 = 0{,}5$ мм, $t_2 = 1{,}5$ мм, $t_3 = 3$ мм, $t_4 = 5$ мм. Обточку производили резцами с напаенными пластинками из сплава Т15К6 при $\varphi = 90°$, $\varphi' = 10°$, $\alpha = 12°$ и радиусе при вершине $r = 1$ мм. Угол заострения у различных резцов изменялся от $\beta_1 = 78°$ до $\beta_2 = 48°$. Изменение угла заострения производилось за счет изменения переднего угла от $\gamma_1 = 0°$ до $\gamma_2 = 30°$. В процессе обработки с помощью трехкомпонентного динамометра типа УДМ измеряли составляющие силы резания. На основании результатов экспериментов были построены графики зависимости составляющих P_Y, P_X, P_Z от глубины резания и подачи при различных углах заострения резца.

На рис. 8.45 приведены зависимости, полученные при $\beta_1 = 78°$, $\gamma = 0°$ и при $\beta_2 = 63°$, $\gamma_2 = 15°$. Из графиков видно, что с уменьшением угла заострения β составляющие P_Y, P_X, P_Z при различных глубинах и подачах уменьшаются, однако характер их изменения остается прежним. При этом в большей степени уменьшаются составляющие P_Y, P_X и сравнительно меньше тангенциальная составляющая P_Z. Уменьшение составляющих силы резания в результате изменения угла заострения от $\beta_1 = 78°$ до $\beta_2 = 63°$ в среднем составляет 18—30%.

Анализ графиков показывает, что по мере увеличения глубины резания t разность между составляющими у острого и обычного резца еще более увеличивается. В результате проведенных экспериментов установили, что при точении деталей с резцами, имеющими меньший угол заострения β, составляющие P_Y, P_X, P_Z при колебании припуска изменяются значительно меньше, чем при точении обычными резцами. Следовательно, применение на станках, оснащенных САУ, острых резцов позволяет в отличие от обычных резцов получить требуемую точность детали, при одинаковых колебаниях входных параметров заготовки, с мень-

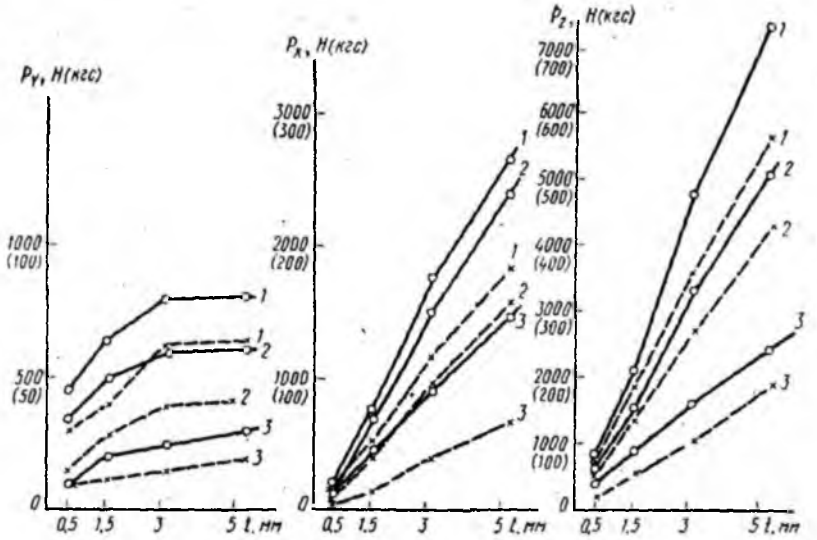


Рис. 8.45. Графики зависимости составляющих P_Y, P_X, P_Z от t мм и s мм/об при различной геометрии резца:

0 — $\beta_1 = 78°$, $\gamma_1 = 0°$; × — $\beta_2 = 63°$, $\gamma_2 = 15°$; *1* — $s = 0{,}6$ мм/об; *2* — $s = 0{,}4$ мм/об; *3* — $s = 0{,}15$ мм/об

шим диапазоном регулирования продольной подачи. Это обстоятельство имеет существенное значение с точки зрения получения определенной шероховатости по длине детали.

Практика работы на гидрокопировальных станках автоматической линии МРЛ-3 (резцами с малым углом заострения) показывает, что применение на станках, оснащенных системами, острых резцов позволяет уменьшить время обточки валика на второй операции (в среднем от 28,9 до 19,8 с), т. е. дает возможность дополнительно повысить производительность обработки за счет сокращения машинного времени на 30%.

Таким образом, применение на гидрокопировальных станках автоматической линии САУ позволяет осуществить обработку валиков в один проход, обеспечив при этом повышение точности диаметральных размеров в партии деталей. В результате изменения технологического процесса высвободилась половина гидрокопировальных станков автоматической линии, занимающих 30% производственной площади линии, уменьшилась мощность N, потребляемая линией, с 96 до 70 кВт. При этом значительно сокращаются расходы на транспортную систему линии и повышается надежность ее работы. Таким образом, оснащение двух гидрокопировальных станков автоматическими системами управления позволило уменьшить себестоимость изготовления валиков на 25% сократив при этом капиталовложения в автоматическую линию на 35% (т. е. на 20000 р.).

Система адаптивного управления для токарно-копировального станка 1Б-732. Токарный гидрокопировальный станок 1Б-732 предназначен главным образом для тяжелых токарных работ. На нем могут обрабатываться в центрах методом копирования ступенчатые валы диаметром до 320 мм и длиной до 2000 мм, различные гильзы, трубы и другие детали типа тел вращения. Станок оснащен основным копировальным суппортом, с помощью которого производится обточка детали по контуру, и одним или двумя подрезными суппортами, предназначенными для подрезания канавок. Копировальный суппорт станка имеет программное устройство, обеспечивающее возможность многопроходной обработки ступенчатых валов в автоматическом цикле. При этом частота вращения шпинделя и величина продольной подачи суппорта могут автоматически дискретно меняться. В условиях тяжелых токарных работ, производимых на станке 1Б-732, когда составляющая P_Z значительно превышает P_Y и P_X, в качестве регулируемой величины для управления упругими перемещениями может быть выбрана главная (тангенциальная) составляющая силы резания P_Z, определяемая путем измерения потребляемой мощности. Эффективная мощность резания

$$N_{эф} = \frac{P_Z v}{60 \cdot 102},$$

$$P_Z = C_Z t^{1,0} s^{0,75} HB^{0,6},$$

где C_Z — коэффициент, зависящий от геометрии резца и условий обработки.

Если выбрать в качестве регулируемой величины величину упругих перемещений в системе СПИД и предположить, что зависимость $A'_д$ от каждой составляющей P_Y, P_X, P_Z линейна, то

$$A'_д = aP_Y + bP_X + cP_Z.$$

При этом можно считать, что по изменению одной составляющей можно с определенной степенью точности судить о изменении $A'_д$, т. е. $\Delta R = f(P_Z)$.

Это подтверждается и следующими экспериментами. На станке 1Б-732 путем обточки на проход ступенчатых деталей, представленных на рис. 8.46, *а*, определялись экспериментально приращения диаметральных размеров ΔD, обусловленные упругими перемещениями $\Delta D = 2A'_д$. Глубина резания в процессе точения составляла соответственно 2, 4, 6, 8 мм. В процессе резания непрерывно измерялась мощность, потребляемая двигателем главного движения. Результаты измерения приращения диаметральных размеров ΔD и мощность главного двигателя, полученные при точении с $s = 175$ мм/мин, $n = 355$ об/мин, приведены на рис. 8.46, *б*. Из графика видно, что с увеличением глубины резания упругое перемещение меняется практически линейно, при этом величина упругого перемещения направлена в сторону

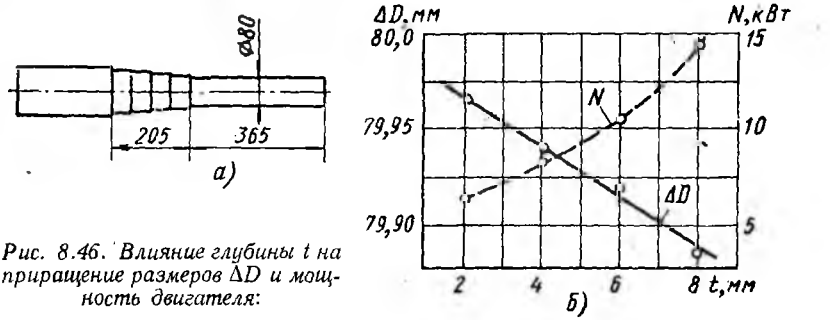


Рис. 8.46. Влияние глубины t на приращение размеров ΔD и мощность двигателя:

а — эскиз заготовки; б — график зависимости приращения диаметральных размеров от глубины резания t и мощности главного двигателя

уменьшения диаметральных размеров детали. График показывает идентичность характера изменения ΔD и мощности главного двигателя.

Экспериментальным путем с помощью трехкомпонентного динамометра типа УДМ были определены значения составляющих вектора силы резания P_Y, P_X, P_Z при глубине $t_1 = 2$ мм и $t_2 = 5$ мм в условиях обработки, соответствующих предыдущему эксперименту $P_{Y_1} = 75$ кгс; $P_{X_1} = 90$ кгс; $P_{Z_1} = 200$ кгс; $P_{Y_2} = 110$ кгс; $P_{X_2} = 220$ кгс; $P_{Z_2} = 380$ кгс. Затем на основании результатов обоих экспериментов были вычислены следующие отношения:

$$\frac{P_{Y_2} t_1}{P_{Y_1} t_2} = 0{,}584; \quad \frac{P_{X_2} t_1}{P_{X_1} t_2} = 0{,}98;$$

$$\frac{P_{Z_2} t_1}{P_{Z_1} t_2} = 0{,}76;$$

$$\frac{\Delta D_2 t_1}{\Delta D_1 t_2} = 0{,}8.$$

Полученные результаты показывают, что отношение $\frac{P_{Z_2} t_1}{P_{Z_1} t_2} = 0{,}76$ ближе к отношению приращения диаметральных размеров $\frac{\Delta D_2 t_1}{\Delta D_1 t_2} = 0{,}8$. Следовательно, при работе на станке 1Б-732 главная составляющая P_Z наиболее точно по сравнению с другими составляющими силы резания определяет изменение величины упругого приращения на замыкающем звене. Таким образом, составляющая P_Z может быть принята в качестве регулируемой величины в системе автоматического управления для станка 1Б-732.

В условиях тяжелых токарных работ наиболее эффективным способом управления точностью и производительностью процесса является стабилизация размера динамической настройки путем регулирования величины продольной подачи суппорта. Разра-

ботанная структурная схема системы, обеспечивающая стабилизацию размера динамической настройки на станке 1Б-732, представлена на рис. 8.47. Регулируемой величиной системы является главная составляющая ветора силы резания P_Z, определяемая путем измерения мощности потребляемой двигателем главного движения, при одновременном измерении радиуса резания, т. е. расстояния от вершины режущей кромки инструмента до линии центров. Измерение координаты положения вершины режущей кромки инструмента относительно линии центров обусловлено необходимостью учета изменения скорости резания v при обточке ступенчатых валов с постоянным числом оборотов шпинделя. В случае обработки различных ступеней детали с определенной скоростью резания необходимость этого измерения отпадает. Параметром регулирования системы является величина продольной подачи суппорта. Измерение мощности, потребляемой двигателем главного движения, производится с помощью датчика *DN*. В качестве датчика мощности *DN* используется трансформатор тока УТТ-5, встраиваемый в одну из фаз. Определение расстояния от вершины режущей кромки инструмента до линии центров производится с помощью специального датчика *ДП*, измеряющего перемещение поперечной каретки суппорта в радиальном направлении. Электрические сигналы с обоих датчиков поступают в вычислительный блок *ВБ*, выдающий сигнал u_3, пропорциональный главной составляющей вектора силы резания. С вычислительного блока сигнал подается на сравнивающее устройство *СУ*, куда поступает также сигнал с задатчика предельного значения составляющей $P_{Z_{пр}}$. Получаемый на схеме сравнения

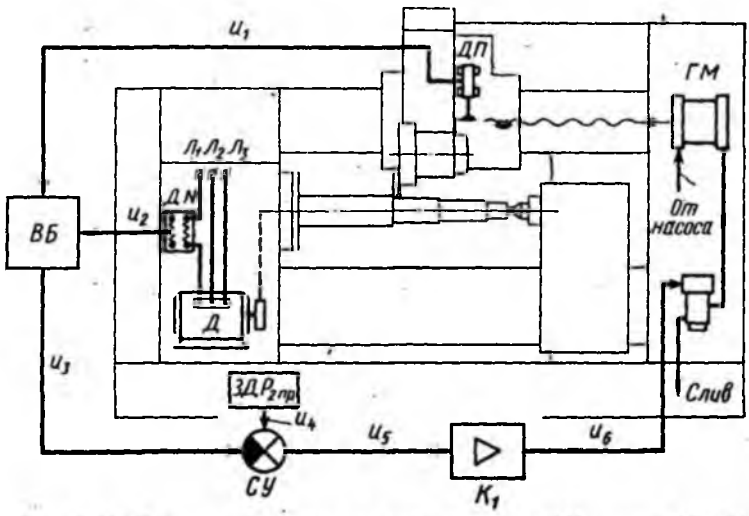


Рис. 8.47. Структурная схема и основные узлы САУ станка 1Б-732

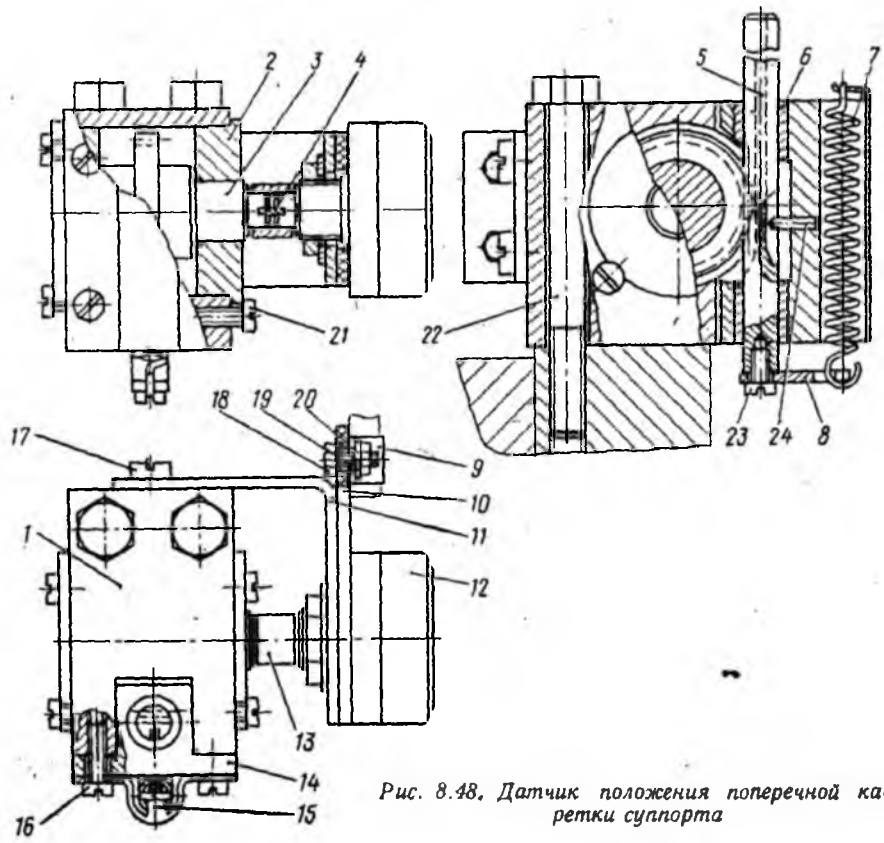


Рис. 8.48. Датчик положения поперечной каретки суппорта

сигнал рассогласования u_5 усиливается с помощью электронного усилителя k_1 до значения u_6 и подается на исполнительный механизм. В качестве исполнительного механизма используется следящий золотник с электроуправлением Г68-13, обеспечивающий бесступенчатое регулирование величины продольной подачи суппорта в соответствии с поступающим электрическим сигналом.

Конструкция разработанного датчика положения представлена на рис. 8.48. Датчик с помощью двух болтов *22* неподвижно закрепляется на продольной каретке копировального суппорта. Он состоит из корпуса *1*, внутри которого расположено зубчатое колесо, выполненное за одно целое с валом *3*. Вал-шестерня базируется на двух подшипниках скольжения *2*, выполенных в виде бронзовых втулок, запрессованных в корпусе. Крепление втулок производится с помощью двух винтов *21*. К корпусу *1* с помощью винтов прикреплен кронштейн *14*, в котором на двух бронзовых втулках *6* расположена зубчатая рейка *5*. Рейка *5* находится в постоянном зацеплении с зубчатым колесом *3*. Качество заце-

пления зубчатой пары обеспечивается путем шлифовки привалочной плоскости корпуса под кронштейн *14*. Для исключения возможности вращения рейки вокруг оси в рейке предусмотрен шпоночный паз, в который входит штифт *24*, запрессованный в кронштейн. К корпусу датчика с помощью двух винтов *1* прикреплен также угольник *11*, на котором установлен потенциометр *12*. Для изоляции контактов между потенциометром и угольником поставлена текстолитовая планка *10*. Контакты потенциометра размещены в коробке *9* и закреплены с помощью винта *18* шайбы *19* и гайки *20*. Рукоятка потенциометра сцепляется при помощи муфты с валом-шестерней. Муфта сцепления выполнена в виде шпонки *4*, устанавливаемой в двух шлицевых пазах, и наружной втулки *13*. На конце рейки винтом *23* закреплена скоба *8* к которой прикреплена пружина *7*, работающая на растяжение Второй конец пружины закрепляется на кожухе *15*, прикреплен ном к кронштейну *14*. В процессе обработки при перемещении суппорта в радиальном направлении упор, устанавливаемый на поперечных салазках, нажимает на зубчатую рейку и смещает ее на определенную величину. При смещении рейки вал-шестерня вращается и поворачивает на определенный угол ползушку потенциометра. В результате этого величина напряжения, снимаемого с потенциометра, получается прямо пропорциональна перемещению поперечной каретке суппорта в радиальном направлении. Таким образом, при определенном вылете резца напряжение, снимаемое с потенциометра, с достаточной точностью характеризует расстояние между линией центров и вершиной режущей кромки инструмента. Благодаря пружине *7* зубчатая рейка постоянно поджимается к верхнему упору, в результате чего датчик систематически фиксирует как увеличение, так и уменьшение радиальных размеров при обточке детали по контуру.

Гидросхема токарного гидрокопировального полуавтомата 1Б-732 обеспечивает возможность задания величины продольной подачи копировального суппорта в диапазоне от 20 до 450 мм/мин. На станке можно задавать четыре различных значения продольной подачи. Установка соответствующих значений подачи производится до обработки с помощью четырех дросселей щелевого типа, расположенных на выходе системы (рис. 8.49). Выбор необходимого значения подачи при работе станка в автоматическом цикле производится с помощью элементов путевой автоматики. При этом включается один из четырех электромагнитов *5Э*, *5Э1*, *6Э* или *6Э1* одного из двух распределительных золотников, открывая тем самым сливную магистраль соответствующего дросселя *I*, *II*, *III*, *IV*. У остальных трех дросселей сливные каналы остаются в это время перекрытыми. Таким образом, при обычной обработке на станке 1Б-732 имеется возможность обтачивать различные участки или ступени детали с одним из четырех постоянных значений продольной подачи.

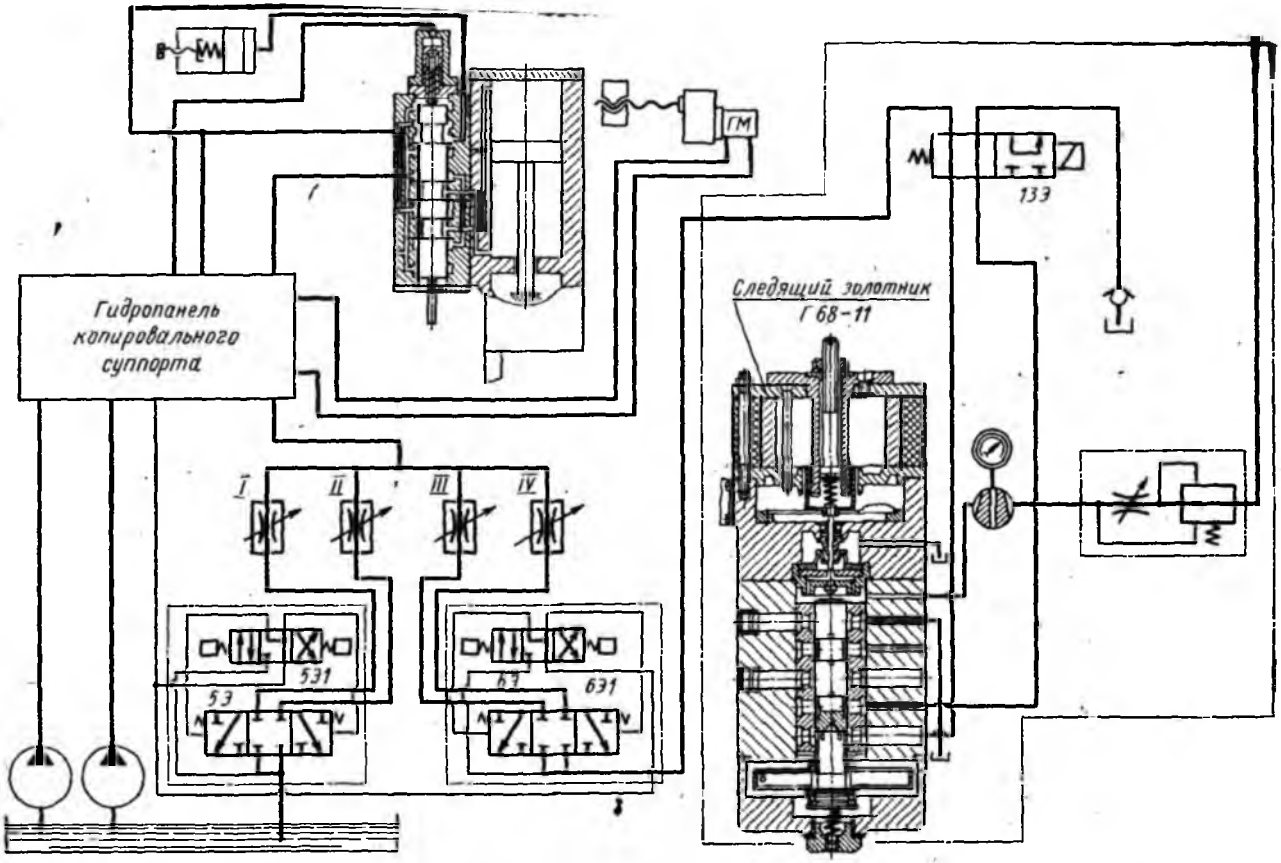


Рис. 8.49. Схема встройки следящего золотника с электроуправлением в гидросистему станка

Оснащение станка 1Б-732 САУ обусловливает необходимость бесступенчатого автоматического регулирования продольной подачи суппорта в пределах всего технологического диапазона непосредственно в процессе резания. Создание на станке автоматически управляемого бесступенчатого привода продольной подачи, естественно, не должно нарушать работу гидравлической следящей системы. Анализ гидросхемы станка 1Б-732 показывает, что наиболее целесообразным вариантом, обеспечивающим управление величиной продольной подачи s, является осуществление автоматического дроссельного регулирования расхода масла на выходе системы. В качестве исполнительного устройства, осуществляющего автоматическое регулирование скорости продольной подачи суппорта, был применен гидравлический следящий золотник с электроуправлением Г68-13. Этот золотник имеет пропускную способность 26 л/мин, что соответствует расходу масла в гидромоторе Г15-24 при работе на рабочих подачах.

Гидросхема токарно-копировального полуавтомата 1Б-732 со встроенным в нее следящим золотником Г68-13 представлена на рис. 8.49. Вся гидроаппаратура, дополнительно установленная на станке для осуществления автоматического бесступенчатого регулирования продольной подачи, обведена на схеме штрихпунктирной линией. Золотник Г68-13 устанавливают на выходе гидросистемы непосредственно за распределительным золотником, перекрывающим сливные магистрали *III* и *IV* дросселя. При работе станка с САУ дроссель *IV* полностью открывается, включается электромагнит *16Э* и электромагнит *13Э* дополнительно встроенного золотника управления. В этом случае весь расход масла с гидромотора продольной подачи суппорта, пройдя полностью открытый дроссель *IV*, поступает в следящий золотник с электроуправлением, обеспечивающий регулирование величины продольной подачи. Помимо этого, на следящий золотник подается также давление управления.

Масло для создания в золотнике давления подается через дополнительно установленный дроссель с регулятором Г-55-31, который настраивается таким образом, чтобы расход масла, подаваемого в систему управления золотника Г68-13, составлял 3 л/мин. Для визуального наблюдения за характером изменения давления в системе управления золотника дополнительно встроен манометр с краном. При отключении электромагнита *13Э* золотника управления весь расход масла с гидромотора *ГМ*, минуя следящий золотник Г68-13, сливается в бак и станок работает обычным способом с постоянной продольной подачей. Включение и выключение электромагнита *13Э* можно производить или с помощью тумблера, установленного на пульте управления, или с помощью элементов путевой автоматики в процессе автоматического цикла. Следовательно, при такой установке золотника не нарушается работа гидрокопировальной системы и на станке

можно производить обработку деталей с системой, без системы и комбинированным способом.

При комбинированном способе на отдельных участках или ступенях детали, где требуется, например, получение определенной чистоты поверхности, САУ отключается и производится обточка с постоянной продольной подачей. При этом можно автоматически выбирать любую из трех подач, устанавливаемых на *I*, *II*, *III* дросселе. Переключение с одного режима работы станка на другой производится автоматически в процессе цикла с помощью элементов путевой автоматики.

В обычных условиях деталь типа вала из материала сталь 45 диаметром 95 мм и длиной 700 мм обрабатывается на станке 1Б-732 в четыре прохода. Первые два прохода производятся по упорам, а третий и четвертый соответственно по копиру черновой и чистовой обработки. Применение на станке системы адаптивного управления обеспечило возможность получения требуемой точности детали в три прохода. В результате время цикла обработки уменьшилось с 6,47 до 4,5 мин. Если при обычной обработке без САУ ступенчатых заготовок из стали 45 с колебанием припуска от 4 до 8 мм поле рассеяния диаметральных размеров на участке у задней бабки составляет $\omega_т = 0{,}06$ мм, а у передней $\omega_т = 0{,}05$ мм, то в результате использования системы точность этих размеров повысилась на соответствующих участках до $\omega_т = 0{,}03$ мм и до $\omega_т = 0{,}02$ мм.

Применение адаптивной системы позволяет на 30—60% повысить размерную стойкость режущего инструмента, значительно сократив при этом расходы на режущий инструмент. Московский станкостроительный завод им. С. Орджоникидзе выпускает все гидрокопировальные полуавтоматы 1Б-732 с системами адаптивного управления. По расчетам завода один гидрокопировальный полуавтомат, оснащенный адаптивной системой, позволяет получить годовой экономический эффект от 8000 до 11 000 р.

Система автоматического управления к универсально-заточному станку 3А64Д *. Задачей САУ является обеспечение требуемого качества поверхностного слоя по интенсивности прижога при заточке режущих инструментов. Заточка инструмента на универсально-заточных станках с ручной подачей является причиной нестабильности геометрических параметров и физико-механического состояния рабочих поверхностей затачиваемого инструмента. Это определяет, в свою очередь, значительный разброс стойкости режущего инструмента, что особенно нежелательно при использовании последнего в автоматических линиях. При автоматизированной заточке на заточных полуавтоматах обеспечиваются требуемые допуски на геометрические параметры инструмента, но не всегда достигается требуемое качество затачиваемых лезвий инструментов.

---

* Написано Канд. техн. наук Т. В. Завьяловой.

Одним из основных дефектов поверхностного слоя является прижог, представляющий собой местные изменения микроструктуры поверхностного слоя изделия, происходящие под воздействием тепла, выделяющегося в зоне контакта шлифовального круга с изделием. При заточке инструментов из быстрорежущих сталей чаще всего возникает прижог, состоящий из слоя металла с аустенито-мартенситной структурой, расположенного на отпущенном слое со структурой троостита, который постепенно переходит в нормальную мартенситную структуру.

Исследованиями [В. А. Ланды, Н. С. Дегтяренко, А. С. Каменковича, М. С. Дьячкова, Ю. А. Геллера и др.] установлено, что остаточный аустенит вызывает уменьшение стойкости режущего инструмента до двух раз, так как аустенит имеет меньшую прочность на срез и изгиб и меньшую теплостойкость по сравнению с мартенситом. В настоящее время определены допустимые величины процента остаточного аустенита на поверхности лезвий инструмента, превышение которых вызывает резкое увеличение износа инструмента при его эксплуатации. Исследованиями установлено, что основными факторами, вызывающими появление недопустимого прижога, являются завышенные режимы заточки, неправильный выбор характеристики шлифовального круга и снижение его режущей способности в процессе заточки. Но и при установлении рекомендованных «бесприжоговых» режимов на заточных полуавтоматах возможно появление прижогов на затачиваемых инструментах в результате действия таких случайных факторов, как колебания припуска под заточку на разных зубьях инструмента и изменения режущей способности шлифовального круга в процессе обработки.

С помощью системы автоматического управления заточкой можно стабилизировать качество поверхностного слоя затачиваемых режущих лезвий на допустимом уровне при одновременном повышении производительности. Для выявления возможных параметров регулирования на модернизированном универсально-заточном станке 3А64Д с гидрофицированной продольной подачей стола станка выполнены экспериментальные исследования по шлифованию пластин из быстрорежущих сталей Р18 (*HRC* 62) и Р14Ф4 (*HRC* 64) торцом чашечных абразивных кругов. При этом для выявления зависимости интенсивности прижога поверхностного слоя A от фактической глубины шлифования $t_ф$, продольной подачи стола станка $s_{пр}$ и времени работы шлифовального круга τ использовался метод планирования экспериментов. Количественная оценка (интенсивность) прижога производилась по величине процента остаточного аустенита на шлифованной пластине, который определялся по рентгенограммам, выполненным на ионизационной установке УРС-50ИМ.

Искомая зависимость постулировалась уравнением

$$A = c t_ф^x s_{пр}^y \tau^z.$$

Выполнялся полный факторный эксперимент типа 2^3. Исследуемые факторы варьировались на двух уровнях — верхнем и нижнем (табл. 8.3).

Таблица 8.3

Уровень	$t_ф$, мм	$s_{пр}$, м/мин	τ, с	Кодовые обозначения		
				z_1	z_2	z_3
Верхний	0,05	8	600	+1	+1	+1
Нижний	0,01	2	1	−1	−1	−1

В соответствии с планом эксперимента (табл. 8.4) при его выполнении задавали определенные сочетания варьируемых факторов $t_ф$, $s_{пр}$ и τ; после шлифования определяли на поверхности пластин процент остаточного аустенита A.

Таблица 8.4

№ экспериментальной точки	z_0	z_1	z_2	z_3	№ экспериментальной точки	z_0	z_1	z_2	z_3
1	+1	−1	−1	−1	5	+1	+1	−1	−1
2	+1	−1	+1	−1	6	+1	+1	+1	−1
3	+1	−1	−1	+1	7	+1	+1	−1	+1
4	+1	−1	+1	+1	8	+1	+1	+1	+1

В результате математической обработки были получены следующие зависимости влияния параметров шлифования на интенсивность прижога для образцов из стали Р18:

$$A = 66 t_ф^{0,26} s_{пр}^{0,15} \tau^{0,03}$$

и для образцов из стали Р14Ф4:

$$A = 86 t_ф^{0,22} s_{пр}^{0,1} \tau^{0,03}.$$

При выполнении эксперимента в каждом опыте фиксировались величины радиальной и тангенциальной составляющих силы резания, а также ток фазы электродвигателя привода шлифовального круга. Математическая обработка полученных результатов дала возможность выявить форму и тесноту корреляционной связи, существующей между интенсивностью прижога A, с одной стороны, и составляющими силы резания P_Z и P_Y и приращением тока фазы электродвигателя $I_н$, с другой стороны (табл. 8.5).

Выполненные экспериментальные исследования позволили установить, что:

Таблица 8

Марка стали	Исследуемая величина	Корреляционное уравнение	Коэффициент корреляции
Р18	P_Z	$A = 24 + 3{,}4P_Z$	0,84
	P_Y	$A = 23{,}7 + P_Y$	0,80
	$I_н = I - I_{х.х}$	$A = 23{,}9 + 5{,}7I_н$	0,79
Р14Ф4	P_Z	$A = 36{,}2 + 2{,}3P_Z$	0,79
	P_Y	$A = 37{,}3 + 0{,}6P_Y$	0,65
	$I_н = I - I_{х.х}$	$A = 35{,}4 + 4{,}5I_н$	0,79

поперечная и продольная подачи стола станка могут быть выбраны в качестве регулирующего параметра создаваемой САУ; между интенсивностью возникающего прижога и тангенциальной и радиальной составляющими силы резания, а также током фазы электродвигателя существует явно выраженная корреляционная зависимость, поэтому любая из перечисленных величин может быть выбрана в качестве регулируемого параметра САУ.

Анализ различных вариантов привел к выводу о целесообразности создания системы автоматического управления приращением тока фазы электродвигателя путем изменения величины продольной подачи стола станка. Такая система была спроектирована и выполнена на модернизированном универсально-заточном станке 3А64Д в технологической лаборатории Московского станкоинструментального института.

Блок-схема САУ приведена на рис. 8.50. Возмущающее воздействие в виде колебания силы тока фазы электродвигателя привода шлифовального круга, вызванное изменением припуска или режущей способности шлифовального круга, поступает на первичную обмотку трансформатора тока, который включен в разрыв фазы электродвигателя и является датчиком тока. Напряжение с датчика тока u_1, пропорциональное току фазы электродвигателя, поступает в сравнивающее устройство *СУ1*, где алгебраически складывается с напряжением u_2 от задающего устройства *ЗУ1*, пропорциональным току холостого хода электродвигателя. С выхода сравнивающего устройства снимается напряжение u_3, пропорциональное приращению тока фазы электродвигателя над уровнем тока холостого хода. Напряжение u_3 усиливается усилителем и поступает в сравнивающее устройство *СУ2*, где алгебраически складывается с напряжением u_5 от задающего устройства *ЗУ2*. Перед началом обработки в задающем устройстве *ЗУ2* устанавливается напряжение, пропорциональное требуемой величине приращения тока фазы электродвигателя,

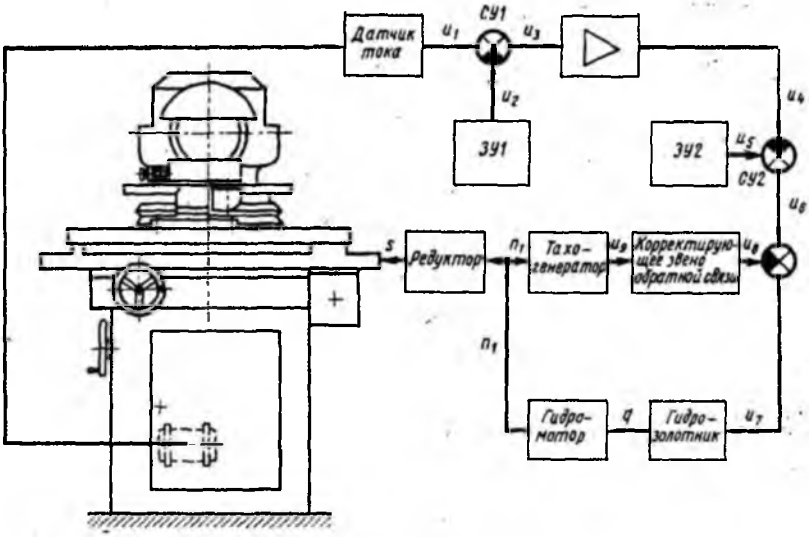


Рис. 8.50. Блок-схема САУ

которую необходимо поддерживать в процессе обработки. Сигнал рассогласования u_8, пропорциональный разности между измеренным значением приращения тока фазы электродвигателя и его заданным значением, поступает в исполнительный орган, в качестве которого использован стандартный гидрозолотник с электроуправлением Г68-12, который изменяет величину продольной подачи стола станка.

Выполненная система автоматического управления может применяться при заточке многолезвийных режущих инструментов из быстрорежущих сталей с протяженными режущими лезвиями типа метчиков, разверток, червячных и цилиндрических фрез на станках с автоматизированной продольной подачей стола станка (3Б641, 3Б642) и на заточных полуавтоматах (3662, 3А642, 3А660, 3В10М). На заточном станке, оснащенном САУ режимом заточки, выполнялись экспериментальные исследования с целью выявления преимуществ системы СПИД, снабженной САУ. В большей части экспериментальных исследований производилось моделирование процесса заточки режущего инструмента путем шлифования пластин из сталей Р18 и Р14Ф4, имитирующих зуб режущего инструмента. Это позволило обеспечить получение партии однородных деталей и произвести количественную оценку интенсивности возникающего прижога по величине процента остаточного аустенита.

В первой серии экспериментов имитировалась заточка с переменным припуском на пластинах из стали Р18 сечением 6×100 мм, имеющих ступени величиной 0,01; 0,02 и 0,03 мм. Предварительными экспериментальными исследованиями по определению глу-

бины проникновения прижога было установлено, что величина процента аустенита при заточке, после которой последует доводка, не должна превышать 37—40%. Исходя из этой величины по полученным ранее эмпирическим формулам рассчитывался режим резания при шлифовании меньшей ступени образца без САУ и величина уставки при шлифовании с САУ. Проведенные экспериментальные исследования показали, что при шлифовании образцов с САУ интенсивность прижога на больших ступенях образцов не выходила за пределы допустимой величины, при шлифовании образцов без САУ интенсивность прижога превышала допустимую величину на 20—25%.

При выполнении второй серии экспериментов имитировалась заточка предварительно засаленным кругом. При шлифовании образцов без ступенек засаленным кругом обеспечивалась одинаковая фактическая глубина шлифования и скорость круга при обработке с САУ и без САУ. За счет изменения величины продольной подачи САУ стабилизировала интенсивность прижога на допустимом уровне. При шлифовании образцов без САУ интенсивность прижога превышала допустимую величину на 19%.

При выполнении третьей серии экспериментов производилась заточка резцовых пластин из стали Р14Ф4 с главным и вспомогательным задними углами $\alpha = \alpha_1 = 5°$, которые затачивались по задней грани с САУ и без САУ одновременно по 5 шт. После заточки измерялся процент остаточного аустенита на задней грани. Измерения показали, что при шлифовании с САУ при фактической глубине шлифования 0,03 и 0,04 мм процент остаточного аустенита снижался на 10—14%. Затем заточенными пластинами, закрепленными в резцедержателе токарного станка, обтачивали вал из жаропрочной стали ЭИ867 при идентичных условиях обработки и измеряли величину износа по задней грани на каждом образце. Износ по задней грани резцовых пластинок, заточенных с САУ, уменьшался на 25%.

В четвертой серии экспериментов производилась заточка реального режущего инструмента. Затачивались с САУ и без САУ по передней грани две партии метчиков М22 из стали Р6М5. При заточке обеспечивалась одинаковая скорость круга и величина поперечной подачи стола станка. За счет изменения величины продольной подачи САУ стабилизировала интенсивность прижога на заданном уровне. После нарезания резьбы в одинаковом количестве втулок из стали 45 измерялся износ метчиков по задней грани. У метчиков, заточенных с САУ, износ по задней грани оказался на 18% меньше.

Таким образом, выполненные исследования показали, что созданная САУ режимом заточки обеспечивает заданное качество поверхностного слоя по интенсивности прижога при заточке инструмента в условиях изменения припуска и режущей способности шлифовального круга. Применение САУ на заточных полуавтоматах позволит повысить производительность последних, так как

движение стола станка в случае отсутствия контакта круга с режущим лезвием (что возможно на первых проходах заточки из-за неравномерного окружного шага зубьев режущего инструмента) происходит с максимальной скоростью $s_{пр} = 10$ м/мин, а не с постоянной скоростью $s_{пр} = 4 \div 6$ м/мин, применяемой на заточных полуавтоматах.

Расчет эффективности применения САУ при заточке червячных фрез $m = 4$ мм на полуавтомате 3662 показал возможность увеличения производительности в среднем на 25% и снижения себестоимости обработки на данной операции на 17%. Первоначальные затраты на изготовление САУ сравнительно невелики и окупаются только за счет повышения производительности труда в течение 0,9 г.

Система автоматического управления процессом зубошлифования [1]. При зубошлифовании под действием большого количества тепла, выделяющегося на небольших участках контакта абразивного круга с зубом шлифуемой заготовки, возможны местные изменения структуры поверхностного слоя — шлифовочные прижоги. Прижог боковой поверхности зуба вызывает появление в поверхностном слое растягивающих внутренних напряжений и снижение поверхностной твердости зубьев, вследствие чего уменьшается усталостная контактная и изгибная прочность зубьев, снижается износостойкость, несущая способность и долговечность зубчатого колеса.

Важнейшие эксплуатационные характеристики зубчатого колеса снижаются тем значительнее, чем выше интенсивность прижога, которую оценивают по глубине структурных изменений в поверхностном слое боковой поверхности зуба. Исследованиями установлено, что при глубине прижога в 50 мкм, например, долговечность зубчатого колеса снижается в 1,5 раза, а при глубине 70 мкм — в 2,5 раза. Глубина прижога при заданных свойствах шлифуемого металла тем больше, чем выше интенсивность тепловыделений (количество тепла, выделяющегося в единицу времени), приходящихся на единицу площади поверхности контакта шлифовального круга с заготовкой.

Для уменьшения интенсивности тепловыделений в процессе зубошлифования и ограничения глубины прижогов тщательно подбирают характеристики абразивного круга и режимы шлифования. Поскольку условия протекания процесса непрерывно изменяются главным образом вследствие неизбежного изменения припуска и изменения режущих свойств абразивного круга, то режимы резания приходится устанавливать исходя из наиболее неблагоприятных условий обработки. Такими наиболее неблагоприятными условиями процесса с точки зрения интенсивности тепловыделений являются наибольший припуск и наименьшая режущая способность круга. Установленные исходя из наихуд-

[1] **Написано** канд. техн. наук Е. Р. Ковальчуком.

ших условий режимы резания во всех остальных случаях об
ботки не обеспечивают максимально возможную производите
ность.

Изменение припуска при зубошлифовании, особенно при п
вом проходе, происходит из-за наличия различных погрешност
базирования заготовки на станке, самого станка и заготов
вызванных предварительной механической и химико-термическ
обработкой. Изменение режущих свойств абразивного кру
происходит в результате затупления, засаливания, самозатачи
ния и периодической правки. Изменение припуска и режущ
способности круга являются основными возмущающими фак
рами. Действие возмущающих факторов носит в основно
случайный характер, что существенно ограничивает возможнос
программного управления режимами обработки с целью стабил
зации интенсивности тепловыделений.

Для повышения качества поверхностного слоя зубьев и обес
печения стабильности получения заданного качества при одно
временном повышении производительности зубошлифования раз
работана система автоматического управления (САУ) зубошлифо
ванием. Задача автоматического управления процессом зубо
шлифования состоит в поддержании постоянной интенсивност
тепловыделений в процессе шлифования, обеспечивающей задан
ное качество поверхностного слоя зубьев при действии возму
щающих факторов. В качестве информационного параметра,
характеризующего интенсивность тепловыделений в процессе
зубошлифования, выбран крутящий момент на шпинделе шли
фовального круга. Интенсивность тепловыделений в зоне резания
пропорциональна эффективной мощности шлифования, которая
при постоянной частоте вращения шпинделя пропорциональна
эффективному крутящему моменту на шпинделе. В качестве
регулируемого параметра выбрана скорость обката заготовки.

Процесс зубошлифования является дискретным технологиче-
ским процессом, так как его параметры, например, мощность
резания, крутящий момент на шпинделе, составляющие силы
резания, температура в зоне контакта круга с заготовкой, мгновен-
ная скорость съема металла в процессе обработки не являются
непрерывными функциями времени, а изменяются дискретно.
Дискретные изменения вышеперечисленных параметров в про-
цессе зубошлифования вызваны тем, что при возвратно-посту-
пательном движении ползуна со шпинделем шлифовального круга
вдоль образующей боковой поверхности зуба круг периодически
при каждом ходе ползуна выходит за контур шлифуемого зуба,
и процесс резания периодически прерывается. Контролируемый
параметр процесса, например, крутящий момент на шпинделе,
при этом получается дискретным или квантованным во времени.
Регулируемый параметр — скорость обката — должен изме-
няться при управлении плавно и монотонно во избежание сниже-
ния точности из-за динамических погрешностей в кинематической

цепи обката станка. Дискретность контролируемого параметра, с одной стороны, и необходимость плавного изменения регулируемого параметра, с другой, являются существенными особенностями технологического процесса зубошлифования.

Эти особенности технологического процесса предопределяют специфические требования к системе управления процессом и отличают систему автоматического управления зубошлифованием от ранее разработанных систем управления металлорежущими станками. Применение обычной непрерывной системы для управления зубошлифованием имело бы следующие последствия. Если постоянная времени регулирования системы, которая характеризует инерционность процесса управления, много меньше временного интервала дискретности контролируемого параметра или одного порядка с ним, то система управления будет успевать реагировать на дискретные изменения контролируемого параметра.

Регулируемый параметр, в данном случае скорость обката, будет также дискретно меняться в соответствии с изменением контролируемого параметра. Система будет постоянно работать в режиме переходного процесса, точность регулирования снизится на величину динамической ошибки. В цепи обката станка будут создаваться незатухающие периодические колебания скорости обката с частотой возвратно-поступательного движения ползуна. Если постоянная времени регулирования много больше временного интервала дискретности контролируемого параметра, то система управления не будет успевать реагировать на отдельные дискретные изменения контролируемого параметра. Управление будет осуществляться по некоторому среднему уровню. Инерционность системы увеличится, а точность управления снизится. Кроме того, возникнет неопределенность управления, так как средний уровень сигнала контролируемого параметра, по которому осуществляется управление процессом, меняется не только при изменении самого параметра, но и при изменении соотношения времени действия импульса к интервалу дискретности, т. е. при изменении скважности импульсов контролируемого параметра.

Таким образом, непрерывная система для управления зубошлифованием мало эффективна. Разработанная система является дискретной. Дискретный параметр контролируемого процесса преобразуется в непрерывный с помощью управляемого запоминающего устройства.

Для измерения крутящего момента на шпинделе шлифовального круга разработан специальный датчик. Датчик крутящего момента выполнен в корпусе приводного шкива. Для обеспечения надежности и долговечности работы датчика в производственных условиях в среде, насыщенной абразивной пылью и СОЖ, передача информации о величине крутящего момента на шпинделе с вращающегося датчика производится бесконтактно по радиоканалу. Для бесконтактной передачи сигнала внутри датчика

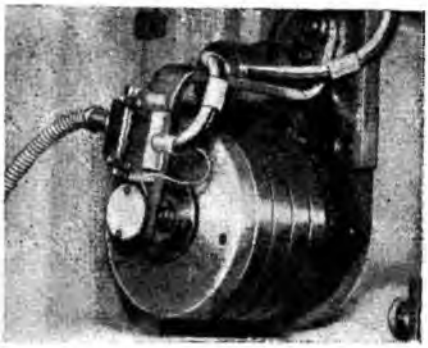


Рис. 8.51. Датчик крутящего момента с бесконтактной передачей информации

установлен маломощный транзисторный передатчик, соединенный с передающей антенной. На невращающейся части станка в непосредственной близости от датчика установлена приемная антенна, соединенная кабелем с электронной частью системы автоматического управления. Передача информации о величине крутящего момента осуществляется частотной модуляцией (ЧМ), чем достигается высокая помехозащищенность. Несущая частота датчика крутящего момента порядка 250 кГц. На рис. 8.51 приведена фотография датчика крутящего момента, установленного на шпинделе абразивного круга зубошлифовального станка 5831 Московского завода шлифовальных станков. Датчик устанавливается вместо шкива и не требует конструктивных переделок станка.

Функциональная блок-схема системы автоматического управления зубошлифованием применительно к станку 5831 приведена на рис. 8.52. Крутящий момент на шпинделе измеряется датчиком *1*. Принятый антенной частотно-модулированный сигнал с датчика поступает в усилитель *2* и далее в амплитудный ограничитель *3*, который устраняет помехи от паразитной амплитудной модуляции сигнала. Из ограничителя сигнал поступает в частотный дискриминатор *4*, где демодулируется. Напряжение на выходе частотного дискриминатора пропорционально уходу частоты сигнала относительно частоты настройки дискриминатора. Настройка дискриминатора *4* осуществляется с помощью регулирующего устройства *5* так, чтобы напряжение на его выходе было равно нулю при холостом ходе шпинделя. Этим обеспечивается вычитание момента холостого хода и управление по эффективному крутящему моменту. Далее сигнал, пропорциональный эффективному крутящему моменту, поступает в сравнивающее устройство *6*, где сравнивается с сигналом задающего устройства *7*. В задающем устройстве *7* фиксируется заданное значение эффективного крутящего момента, которое поддерживается системой управления и при котором обеспечивается заданное качество поверхностного слоя шлифуемых зубьев.

Сигнал рассогласования из сравнивающего устройства *6* поступает в модулятор *8*, усилитель *9* и демодулятор *10*, которые вместе с генератором *11* образуют фазочувствительный усилитель. Наличие модулятора, демодулятора и генератора позволяет усилить сигнал постоянного тока в несколько тысяч раз с помощью

усилителя переменного тока *9*, обеспечив при этом высокую надежность и малый дрейф нуля. Усиленный сигнал рассогласования с демодулятора *10* поступает к ключам *17* и *13*. Ключ *17* открывается по сигналу от датчика положения стола *14* на период времени отвода заготовки на деление и ее подвода к кругу. Одновременно с этим закрывается ключ *12* и задающее устройство *7* разобщается с сумматором *6*. В это время шлифования не происходит, и сигнал с датчика момента *1* пропорционален крутящему моменту холостого хода шпинделя. Через открытый ключ *17* этот сигнал поступает в регулирующее устройство *5*. Регулирующее устройство *5* осуществляет подстройку дискриминатора *4* до тех пор, пока сигнал на выходе дискриминатора не станет равным нулю. Таким образом периодически на каждом зубе учитываются возможные изменения крутящего момента холостого хода и собственный дрейф датчика. Ключ *13* управляется датчиком положения ползуна *15* через формирующее устройство *16*. Схема совпадения *И* обеспечивает закрытое состояние ключа *13* вне зависимости от сигнала датчика положения ползуна *15* во время поднастройки дискриминатора *4*. Ключ *13* открывается при каждом ходе ползуна на период времени, пока центр шлифовального круга находится внутри контура зуба, т. е. когда потенциально возможен процесс резания, и закрывается на период выхода круга к нижней или верхней мертвой точке и возврата к зубу. Таким образом, ключ работает с частотой возвратно-поступатель-

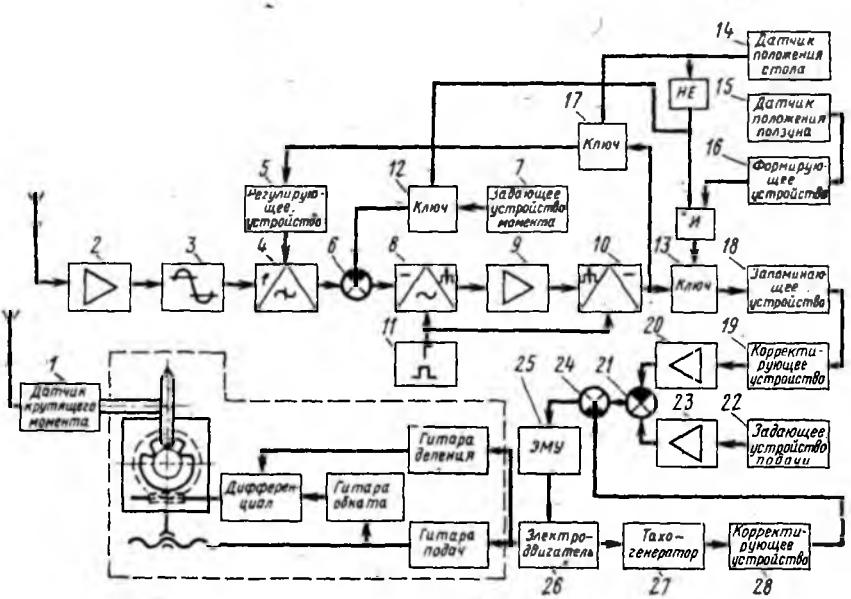


Рис. 8.52. Функциональная блок-схема системы автоматического управления вубошлифованием

ного движения ползуна. В моменты резания ключ *13* откр
и сигнал рассогласования поступает в запоминающее уст
ство *18*, где запоминается на период выхода круга из конта
с зубом до момента следующего ввода при очередном хо
ползуна.

Применение управляемого запоминающего устройства поз
лило преобразовать дискретный сигнал рассогласования в непр
рывный практически без ограничения постоянной времени ре
лирования. Это, в свою очередь, позволило без увеличения инер
ционности регулятора обеспечить плавное регулирование скорос
обката при дискретном сигнале с датчика крутящего момент
Применение для этой цели обычного инерционного звена увел
чило бы постоянную времни регулирования приблизительно
на один-два порядка. Из запоминающего устройства *18* сигна
поступает через корректирующее устройство *19* и усилитель
постоянного тока *20* в сумматор *21*; на этот же сумматор посту
пает сигнал с задающего устройства подачи *22* через усилитель *23*.
Задающее устройство подачи позволяет установить максималь
ную скорость обката из условия допустимой скорости движения
стола и каретки станка или из условия ограничения граности
шлифуемого зуба.

Из сумматора *21* сигнал поступает через сумматор *24* в элек
тромашинный усилитель *25*, соединенный с электродвигателем
постоянного тока *26*, который установлен вместо асинхронного
двигателя обката. На одном валу с двигателем *26* установлен
тахогенератор *27*, который является датчиком скорости обката.
Тахогенератор позволяет осуществлять с помощью корректи
рующего устройства *28* и сумматора *24* коррекцию системы.

Частота вращения двигателя постоянного тока определяет
скорость обката и непрерывно регулируется системой так, чтобы
поддерживалось заданное значение эффективного крутящего мо
мента резания. При настройке станка отпадает необходимость
подбирать шестерни гитары обката и регулировать положение
кулачков каретки стола, включающих и выключающих ускорен
ный отвод заготовки на деление и ее подвод. При шлифовании
с системой ускоренный отвод осуществляется тотчас после выхода
круга из соприкосновения со шлифуемым зубом, а подвод заго
товки с максимальной скоростью перемещения стола осуществ
ляется вплоть до момента соприкосновения круга со следующим
зубом после деления заготовки. При этом сокращаются потери
времени на отвод и подвод заготовки и создается дополнительный
выигрыш в производительности.

Экспериментальные исследования системы автоматического
управления зубошлифованием на станке 5831 показали, что си
стема обеспечивает стабилизацию глубины структурно-измене
ного слоя при изменении припуска и режущей способности абра
зивного круга и обеспечивает повышение производительности
зубошлифования на 30%.

8.2. СТАНКИ, ОСНАЩЕННЫЕ СИСТЕМАМИ АВТОМАТИЧЕСКОЙ ПЕРЕНАСТРОЙКИ ПО ТОЧНОСТНЫМ ПАРАМЕТРАМ

САУ процессом автоматической перенастройки по точностным параметрам для токарных гидрокопировальных станков. Применительно к гидрокопировальному полуавтомату 1722 реализованы все рассмотренные выше способы автоматической настройки, поднастройки и перенастройки системы СПИД. На рис. 8.53 показана принципиальная электрическая схема САУ размером статической настройки для случая включения всех датчиков измерительного устройства в одну систему. Данная система служит для определения относительного положения базы станка (оси центров), несущей обрабатываемую деталь, режущего инструмента и программоносителя для установления заданным размера статической настройки $A_{со}$.

Из конструктивных соображений для станка 1722 все датчики расположены на станине таким образом, что имеют общую базу. Штоки датчиков находятся в соприкосновении соответственно с шейкой шпинделя (рис. 8.54) и центром задней бабки (рис. 8.55) при фиксированном положении шпинделя с целью исключения в их показаниях возможной величины биения указанных элементов станка. Датчик $Д2$ (рис. 8.55) через специальный рычаг определяет положение вершины режущего инструмента при нахождении исполнительного органа (гидрокопировального суппорта) на НОК копира. Копиры расположены на копирном барабане (рис. 8.56), который имеет четыре позиции и, следовательно, позволяет нести программоносители для четырех типоразмеров валов. При одном из вариантов изменения компенсирующего звена соответствующей размерной цепи, определяющей получение размера $A_{со}$, гидрозолотник (рис. 8.57) подвешен на плоских пружинах относительно гидрокопировального суппорта с натягом. Воздействие на него осуществляется со стороны исполнительного механизма, представляющего собой редуктор с двигателем постоянного тока СЛ-369 (см. рис. 5.27).

Как видно из принципиальной схемы (см. рис. 8.53), датчики $Д_{1А}$ и $Д_{1Б}$ образуют измерительную часть первого канала в виде четырехплечевого моста. Они включены таким образом, что сигнал, снимаемый с измерительной диагонали моста, пропорционален суммарному перемещению штоков датчиков или же, иными словами, суммарному перемещению шейки шпинделя и центра задней бабки. Предусмотрена амплитудная балансировка моста (резистор $R3$) и фазовая балансировка (резисторы $R1$, $R2$, $R4$, $R5$). Рабочая точка каждого датчика выбрана в середине прямолинейного участка его характеристики. Таким образом, суммарный сигнал, снимаемый в виде напряжения с диагонали моста, будет пропорционален перемещению штоков обоих датчиков $Д_{1А}$ и $Д_{1Б}$, следовательно, и величине суммарной погреш-

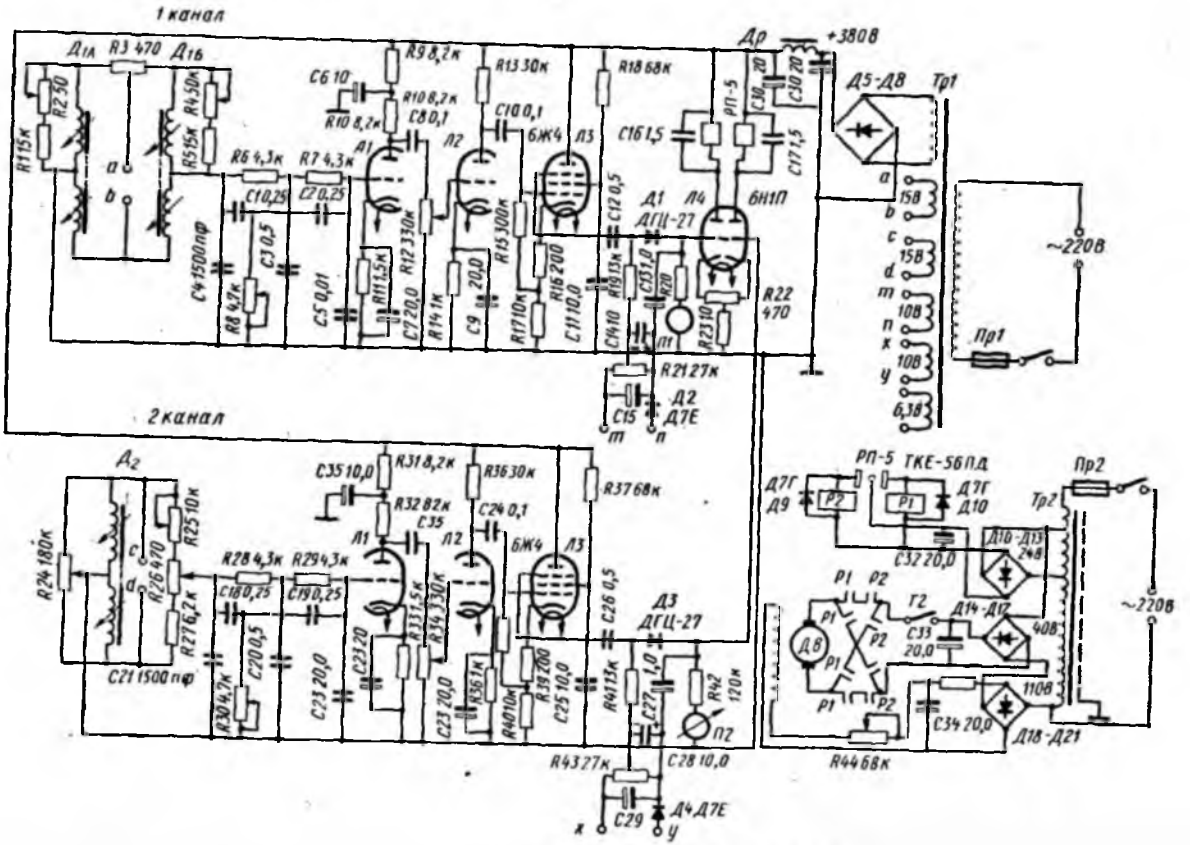


Рис. 8.53. Электрическая схема САУ размером статической настройки

ности, возникшей в результате смещения оси центров. С выхода моста сигнал через режекторный фильтр поступает на сетку первого каскада усиления. Режекторный фильтр, образованный резисторами $R6$, $R7$, $R8$, а также конденсаторами $C1$, $C2$ и $C3$, настроен на частоту 150 Гц (на третью гармонику от несущей частоты 50 Гц), так как наличие железного сердечника в датчиках вызывает нелинейные искажения сигнала с превалированием коэффициента третьей гармоники. Конденсаторы $C4$ и $C5$ служат для сглаживания более высоких гармонических составляющих сигналов.



Рис. 8.54. Установка на станке датчика, определяющего положение шейки шпинделя

Первый и второй каскады усиления собраны на двойном триоде *6Н2П* по резистивной схеме. В анодную цепь первого каскада включена «развязывающая» цепочка $R9$ $C6$. Переменный резистор $R12$ служит для регулирования коэффициента усиления канала. Для согласования высокого выходного сопротивления лампы $Л2$ с низким входным сопротивлением детектора поставлен катодный повторитель, служащий трансформатором сопротивлений. Катодный повторитель собран на лампе $Л3$ типа 6Ж4, обладающей высокой крутизной. Модулированный по амплитуде сигнал выпрямляется диодом $Д1$ и измеряется прибором $П1$ (микроамперметр постоянного тока $М24$), стоящим последовательно с нагрузкой детектора. Опорное напряжение на детектор подается с резистора $R21$ — нагрузки специальной выпрямительной схемы, собранной на диоде $Д2$, резисторе и конденсаторе $C15$. С нагрузки детектора сигнал поступает на вход сравнивающего устройства, собранного на двойном триоде 6Н1П. На другой вход сравнивающего устройства поступает сигнал со второго канала усилителя. Сигнал на второй канал усилителя поступает с датчика $Д2$. Он включен в мостовую схему, образованную катушками датчика и резисторами $R25$, $R26$, $R27$. Амплитудная балансировка моста производится при помощи резисторов $R25$, $R26$, а фазовая — при помощи $R24$. В остальном схема второго канала тождественна схеме первого канала. Модулированный по амплитуде сигнал второго канала выпрямляется диодом $Д3$ и измеряется прибором $П2$ (микроамперметр постоянного тока М24), стоящим последовательно с нагрузкой детектора.

В анодные цепи сравнивающего устройства включены обмотки поляризованного реле *РП-5*, зашунтированные конденсаторами

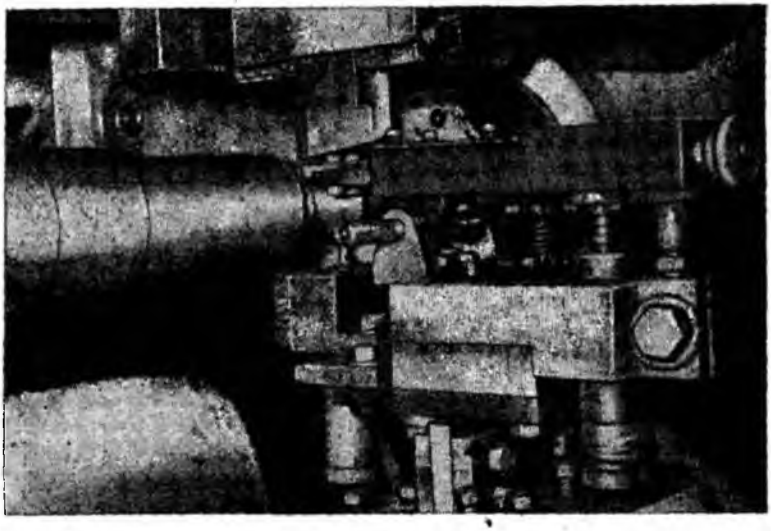


Рис. 8.55. Установка на станке приспособления с датчиками, определяющими положение центра задней бабки и вершины режущего инструмента



Рис. 8.56. Копирный барабан с копирами на станке

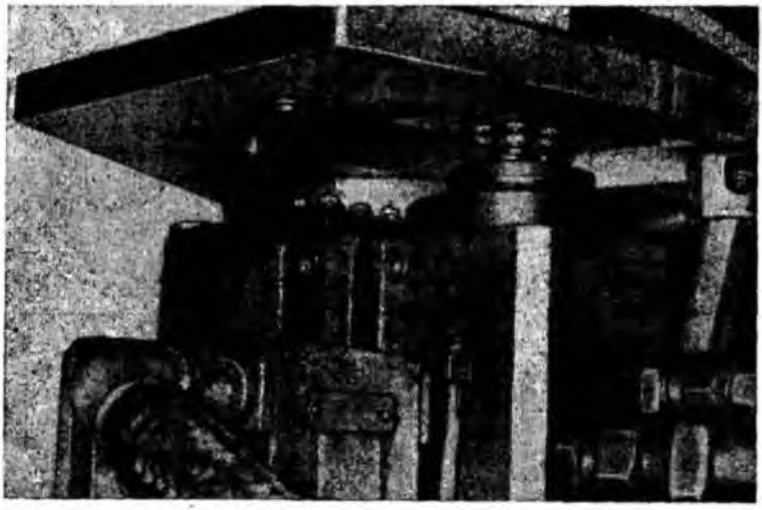


Рис. 8.57. Установка гидрозолотника на станке на плоских пружинах

*С*16 и *С*17. Резистор *R*22 служит для выравнивания анодных токов при однотиповых потенциалах на сетках сравнивающего устройства. Контакты реле *РП-5* управляют более мощными реле *ТКЕ-56ПД* (реле клапанного типа с Ш-образным магнитопроводом с двумя переключающимися контактами). Контакты этого реле коммутируют ток в якоре двигателя *СЛ-369*, который через редуктор изменяет положение гидрозолотника относительно гидрокопировального суппорта, и тем самым положение резца относительно оси центров, что регистрируется датчиком *Д*2. Таким образом обеспечивается установка требуемой величины размера A_{co} статической настройки относительно «плавающей» базы (оси центров станка). Обмотка реле *ТКЕ-56ПД* зашунтирована диодами *Д*9 и *Д*10 для устранения вибраций контактов. Питание ламповой схемы осуществляется от трансформатора *Тр1*. Выпрямитель анодного питания собран по мостовой схеме на диодах *Д*5—*Д*8 типа Д7Ж. Фильтр выпрямителя П-образный (дроссель *Др* и конденсаторы *С*30 и *С*31). Питание двигателя и реле *ТКЕ-56ПД* осуществляется от автотрансформатора *Тр2*. Роль остальных элементов САУ ясна из принципиальной схемы.

Одним из важнейших этапов при монтаже на станок САУ является настройка датчиков и установка необходимых величин коэффициентов усиления обоих каналов. Из приведенной принципиальной схемы видно, что если характеристики датчиков идентичны, то с измерительной диагонали моста снимается напряжение, пропорциональное усредненной величине зафиксированной датчиками погрешности. Так, если вследствие температурной деформации будет иметь место смещение шейки шпинделя на

6 мкм, а центра задней бабки на 4 мкм в направлении на резец сигнал, поступающий с измерительной диагонали моста, будет пропорционален величине 5 мкм. Для обеспечения такого режима работы схемы датчика $Д_{1А}$ и $Д_{1Б}$ включаются встречно. Подобная схема включения является наиболее приемлемой в случае, если систематические факторы, нарушающие положение оси центров, имеют одинаковый знак как для шейки шпинделя, так и для центра задней бабки, причем в дополнение к этому погрешности должны быть близки по величине. Схема первого канала должна обеспечить строгую пропорциональность суммарного сигнала величине сигнала со второго канала. Эта задача может быть решена двумя способами: изменением наклона характеристик датчиков $Д_{1А}$ и $Д_{1Б}$ по отношению к характеристике датчика $Д2$ или же изменением коэффициента усиления каналов.

Задачей любой системы автоматического управления как линейной, так и нелинейной является поддержание регулируемой величины, соответствующей предписанному значению в пределах допустимых отклонений. Задачей рассматриваемой САУ является стабилизация размера $A_{со}$ статической настройки. Изменение регулируемой величины происходит из-за наличия различного рода возмущающих воздействий, прикладываемых к системе. Действие регулятора при этом должно быть направлено на изменение регулируемой величины до ее заданного значения. Основной вопрос процесса регулирования состоит в исследовании движения рассматриваемой системы под действием обоих видов возмущений. Одной из самых главных задач при исследовании системы автоматического управления является анализ ее устойчивости. Исследование динамических свойств системы при наличии возмущения сводится к анализу переходного процесса, протекающего в ней при подаче на вход ее некоторого возмущения. В самом общем случае эти возмущения могут иметь весьма сложную форму в зависимости от конкретных условий. Обычно в качестве типового воздействия берется единичная ступенчатая функция (функция Хэвисайда [51]).

Для рассматриваемой САУ критерием устойчивости может служить отсутствие устойчивых автоколебаний: величина перемещения гидрокопировального суппорта за время запаздывания в звеньях САУ при компенсации погрешностей в размере статической настройки должна быть меньше зоны нечувствительности САУ ($\Delta_{з.н}$)

$$\Delta_{з.н} \geqslant l, \quad l = v\tau,$$

где v — скорость перемещения гидрокопировального суппорта;
τ — время запаздывания.

Условие устойчивости с учетом влияния различных факторов

$$\Delta_{э.н} \geqslant \frac{t_в}{2\pi i}\left[\varphi + \frac{0{,}0055 n^2 J \eta i}{(P_г + F_{тр})\, r_{ср}\, \mathrm{tg}\,(\beta + \varphi_1)}\right],$$

где $t_в$ — шаг резьбы выходного вала редуктора исполнительного механизма;

i — передаточное отношение редуктора;

φ — угол поворота ротора двигателя исполнительного механизма за время запаздывания;

n — частота вращения ротора двигателя исполнительного механизма в минуту;

J — приведенный к ротору двигателя момент инерции вращающихся частей;

η — к. п. д. редуктора;

$P_г$ — усилие натяга гидрозолотника;

$F_{тр}$ — сила трения в редукторе;

$r_{ср}$ — средний радиус резьбы выходного вала редуктора;

β — угол подъема резьбы выходного вала редуктора;

φ_1 — угол трения в резьбе.

При $P_г = 30 \div 40$ кгс, $n = 600$ об/мин; $t_в = 0{,}5$ мм, $J = 0{,}05$ см с², $i = 80$, $\eta = 0{,}9$, $r_{ср} = 6$ мм, $\operatorname{tg}(\beta + \varphi_1) = \operatorname{tg}(9° 51' + 0° 46') = 0{,}187$ минимальная расчетная величина зоны нечувствительности составляет 1,25 мкм.

Отсюда видно, что на величину зоны нечувствительности САУ оказывают влияние различные факторы. Следовательно, $\Delta_{з.н}$ может быть изменена в довольно широких пределах. Наиболее эффективным способом варьирования величиной $\Delta_{з.н}$, а также временем регулирования является изменение предварительного натяга плоских пружин, на которых подвешен гидрозолотник, в пределах зоны упругих деформаций, а также скорости вращения ротора двигателя исполнительного механизма. Увеличение скорости вращения двигателя при изменении натяга снижает время регулирования. Увеличение предварительного натяга увеличивает время регулирования, но это благоприятно сказывается на устойчивости САУ.

Проведенные экспериментальные исследования устойчивости системы автоматического управления размером статической настройки, а также времени управления производились с помощью шлейфового осциллографа МПО-2, на пленку которого записывался переходный процесс в системе при наличии возмущений в виде единичных ступенчатых функций. Исследования показали удовлетворительные результаты: в системе не наблюдаются колебания, время переходного процесса не превышает 5 с.

На рис. 8.58 представлена принципиальная электрическая схема САУ * размером статической настройки $A_{со}$ при включении датчиков измерительного устройства в две автономные системы с целью компенсации погрешностей программоносителя (копира) относительно оси центров станка. Дифференциальные индуктивные датчики *Д1* и *Д2* (*БВ-844*) включены в мостовую схему, при этом датчик *Д1* измеряет положение вершины резца,

* Схема разработана Читчаном Р.

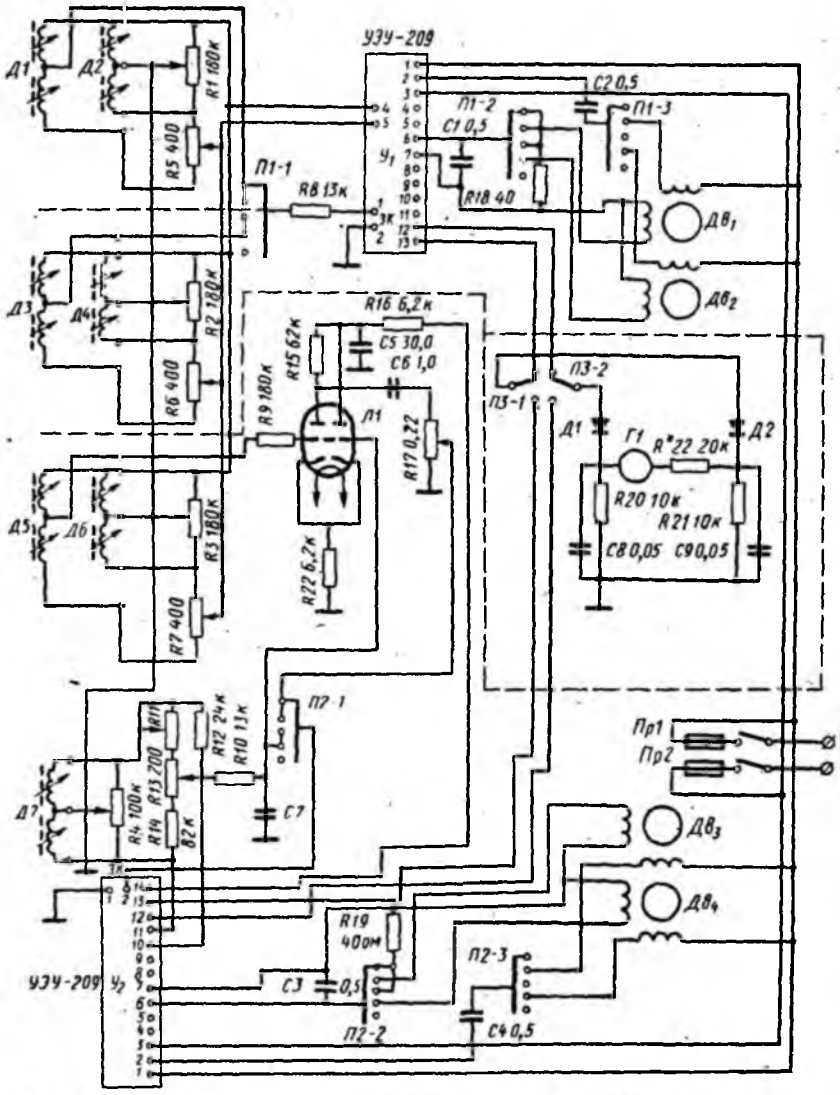


Рис. 8.58. Электрическая схема САУ размером статической настройки при дополнительном управлении поворотом программоносителя (копира)

а датчик *Д2* — положение центра задней бабки. Потенциометр *R1* является задатчиком требуемого расстояния между осью заднего центра и вершиной резца. Сигнал рассогласования, снимаемый с измерительной диагонали моста, пропорционален разности перемещений штоков датчиков от настроечного положения, что соответствует погрешности заданного расстояния ($A_{со}$).

Алгебраическая разность сигналов датчиков через переключатель *П1-1* поступает на первичную обмотку входного трансформатора усилителя $У_1$ (*УЭУ-209*). Со второй обмотки сигнал поступает на трехкаскадный усилитель напряжения, собранный на лампах типа *6Н2П*. Регулировка коэффициента усиления осуществляется потенциометрами *R3* и *R4*. После усиления сигнал рассогласования через фазосдвигающие конденсаторы *С1* и *С2* и через переключатель *П1-3* поступает на исполнительный двигатель $Дв_1$ (*РД-09*). В системе предусмотрена возможность раздельных режимов измерения сигнала рассогласования и ее корректировки. В режиме измерения сигнал рассогласования после усиления одновременно поступает на балансировочный резистор *R18* и измерительную схему. Балансировочный резистор служит для нагрузки усилителя в режиме измерения, когда исполнительный двигатель отключен. При работе системы в режиме измерения положительные полуволны на анодах ламп усилителя мощности через диоды *Д1* и *Д2* поступают на *RC*-цепочки (*С8 R20* и *С9 R21*). Разность напряжений на *RC*-цепочках, пропорциональная входному сигналу, измеряется прибором (микроамперметр постоянного тока М24). Резистор в цепи прибора служит для установки требуемого масштаба по шкале.

Дифференциальные индуктивные датчики *Д3* и *Д4* (*БВ-844*) включены в мостовую схему. При этом датчик *Д3* измеряет положение вершины инструмента (резца), а датчик *Д4* — положение оси шпинделя. Такое измерение указанных элементов системы СПИД происходит при нахождении гидрокопировального суппорта на второй НОК копира (см. рис. 5.34). Потенциометр *R2* является задатчиком требуемого относительного поворота копира относительно оси центров. Резистор *R6* служит для амплитудной балансировки моста. Сигнал, снимаемый с измерительной диагонали моста, пропорционален погрешности поворота копира относительно оси центров. Сигнал рассогласования через соответствующее положение переключателя *П1-1* поступает в усилитель $У_1$ (УЭУ-209) и далее на исполнительный двигатель $Дв_2$ (*РД-09*).

Таким образом, при первых двух положениях переключателя *П1* работает первый блок соответственно в режимах измерения и корректировки требуемого размера. В следующих двух положениях переключателя *П1* работает второй блок соответственно в режимах измерения и корректировки требуемого размера. Дифференциальные индуктивные датчики *Д5* и *Д6* (*БВ-844*) включены в мостовую схему, при этом датчик *Д5* измеряет по-

ложение режущей кромки резца, а датчик *Д6* — положение шпинделя в направлении линейных размеров. Мостовая схема аналогична рассмотренным выше. Сигнал рассогласования с измерительного моста поступает на сетку левого по схеме триода лампы *Л*1, на сетку правого триода этой же лампы напряжение поступает с выхода мостовой схемы датчика обратной связи *Д7* (*БВ-844*). Правый триод лампы *Л*1 является катодным повторителем и служит для подачи сигнала с выхода мостовой схемы датчика *Д7* на катод левого триода.

Таким образом, сигнал на выходе левого триода равен разности сигналов, поступающих с мостовой схемы датчиков *Д*5 и *Д*6 и мостовой схемы датчика *Д7*, и пропорционален требуемому расстоянию между режущей кромкой резца и опорной поверхностью патрона. Потенциометр *R*17 служит для регулировки уровня выходного сигнала лампы *Л*1, т. е. является одним из регуляторов усиления блока. Переключатель *П2* служит для подачи на вход усилителя $У_2$ (УЭУ-209) либо сигнала с лампы *Л*1, если производится регулирование расстояния между режущей кромкой резца и опорной поверхностью патрона, либо сигнала с мостовой схемы датчика *Д7*, если необходимо установить датчик *Д7* в исходное положение (относительно копирного барабана). Соответственно сигнал с усилителя $У_2$ при соответствующих положениях переключателя *П2-3* либо поступает на двигатель $Дв_3$ (*РД-09*), либо на двигатель $Дв_4$ (*РД-09*). Потенциометр *R*4 в мостовой схеме датчика *Д7* служит в качестве дадатчика требуемого положения датчика обратной связи относительно программного барабана. Резисторы *R*11 и *R*13 установлены для амплитудной балансировки моста. Переключатель *П3* служит для подключения измерительной схемы к выходу усилителей $У_1$ и $У_2$. Электрическая схема САУ процессами настройки, поднастройки и перенастройки системы СПИД существенно упрощается при использовании интегральных элементов. Так, применение усилителей с дифференциальным входом позволяет одновременно производить сравнение сигналов с датчиков и усиление разностного сигнала, пропорционального возникающим погрешностям. Экспериментальное исследование электрических схем на интегральных элементах показало высокое качество управления процессом размерной перенастройки системы СПИД.

САУ процессом автоматической перенастройки по точностным параметрам для фрезерных станков. Согласно блок-схеме, приведенной на рис. 5.36, разработана принципиальная электрическая схема САУ * (рис. 8.59) применительно к фрезерному станку 6А12П (с программным штекерным управлением). В процессе согласования измерительных баз с исполнительными поверхностями электронный блок последовательно принимает каждое

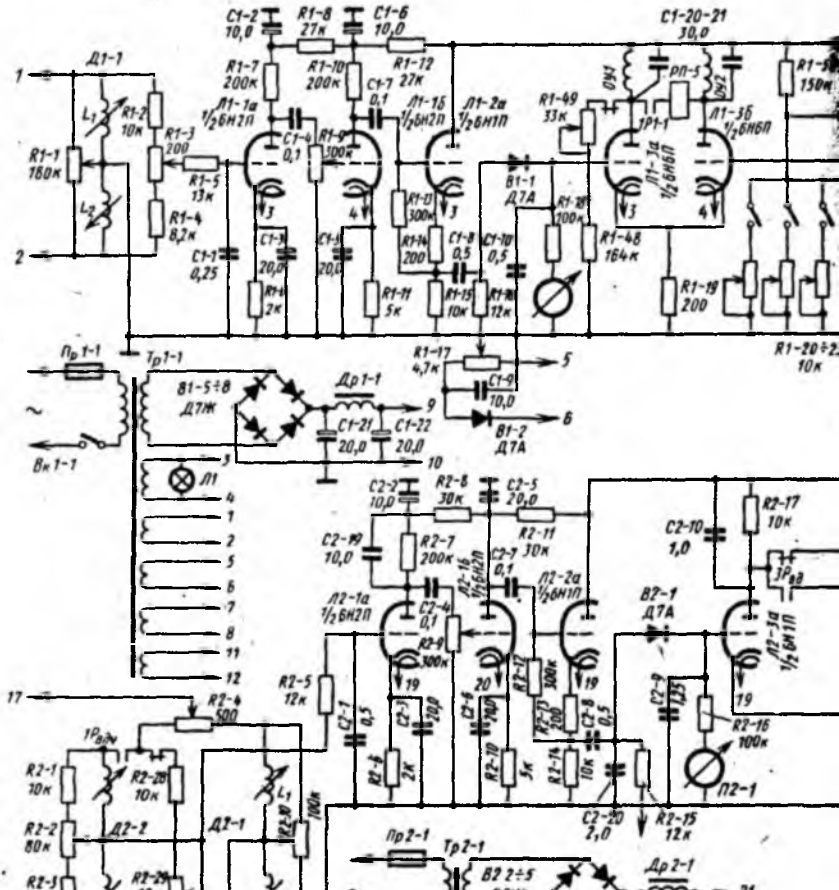
* Схема разработана В. С. Савкиным, В. Г. Митрофановым, С. П. Протопоповым.

из двух возможных рабочих состояний, отличающихся комбинацией включенных в схему элементов. Датчик *Д2—1* в первом рабочем состоянии служит для выдачи сигнала о соприкосновении упора с режущими кромками фрезы. До момента соприкосновения сигнал от датчика *Д2—1* уравновешивается опорным сигналом, снимаемым с переменного резистора *R 2—27* задатчика *З 2—1*. Сравнение сигналов производится элементом сравнения $ЭС_2$, выполненным на двойном триоде *6Н1П* по дифференциальной схеме. Между анодами триодов включена обмотка реле $Р_{ПВ3}$ (*РТ-7*). Реле $Р_{ПВ3}$ через промежуточное реле $РП_{ПВ3}$ управляет муфтой «вверх» *МВ*, отключающей двигатель подачи в момент соприкосновения упора с режущими кромками фрезы. При перемещении каретки с блоком микровыключателей (программоноситель) до соприкосновения измерительного наконечника датчика *Д2—2* с упором электронный блок находится во втором рабочем состоянии. При этом усиленный и продетектированный сигнал с моста, образуемого датчиками *Д2—1* и *Д2—2*, сравнивается с опорным сигналом, снимаемым с переменного резистора задатчика *З2—2*. Между анодами лампы элемента сравнивания включено реле $Р_{ПВ4}$, которое посредством реле $Р_{уд}$ 2—1 и $Р_{уд}$ 2—2 коммутирует асинхронный реверсивный двигатель *РД 2—1*, служащий для перемещения каретки с программоносителем. Для перемещения стола станка с целью подвода упора до соприкосновения с режущими кромками фрезы с последующим выводом на размер система программного управления станком настраивается на выполнение соответствующего цикла.

Система программирования и стабилизации размера динамической настройки включает узел измерения упругих перемещений, исполнительный механизм, электромашинный усилитель и электронный блок. В процессе работы электронный блок последовательно принимает каждое из двух возможных рабочих состояний, отличающихся комбинацией включенных в схему элементов. Перевод системы из одного рабочего состояния в другое производится при помощи реле *Р 1—1*, управляемого кнопкой *КП1*. При вводе в размерную цепь системы СПИД расчетного значения размера динамической настройки электронный блок находится в первом рабочем состоянии. При этом на входы элемента сравнения поступают сигналы от датчика *Д1—1* и задатчика *З1—1* размеров динамической настройки. Задатчик *З1—1* выполнен в виде делителя напряжения, образуемый резистором *R1—50* и одним из семи переменных резисторов *R 1—20—R 1—26* блока памяти, позволяющих запрограммировать семь различных значений размера динамической настройки. Переключения осуществляются тумблерами *Вк1—2—Вк2—8*. При вводе размера динамической настройки в размерную цепа системы СПИД датчик *Д1—1* служит для измерения действительно введенного значения указанного размера, которое равно смещению подвижной каретки с программоносителем относительно неподвижной каретки. Уси-

ленный и продетектированный диодом *В*1—1 сигнал от датчи *Д*1—1 подается на сетку левого триода *Л* 1—3 элемента сравн ния. Элемент сравнения выполнен на двойном триоде *6Н6П* п дифференциальной схеме. Между анодами двойного триода вклю чено поляризованное реле *РП-5*, служащее для коммутации дви гателя *РД*1—1 посредством промежуточных реле $Р_{уд}$ 1—1 и $Р_{уд}$ 1—2 (*МКУ-48*). В анодные цепи двойного триода *6Н6П* встречно включены соединенные попарно обмотки управления *ОУ1*, *ОУ2*.

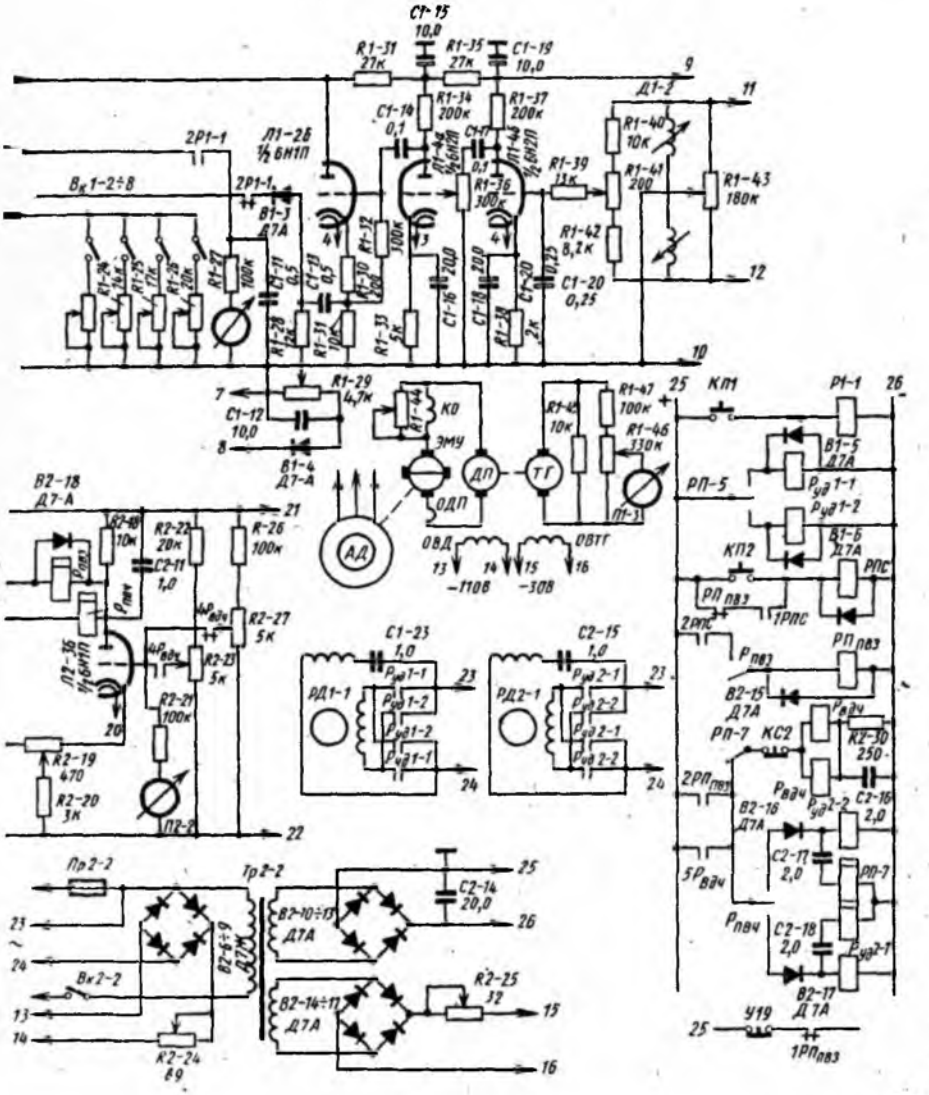
Рис. 8.59. Электрическая схема САУ разл



ОУ3, ОУ4 электромашинного усилителя типа ЭМУ 12А, управляющего током якоря двигателя подачи *ПН-5*.

В процессе обработки деталей электронный блок находится во втором рабочем состоянии. При этом на входы элемента сравнения подаются сигналы от датчиков *Д1—1* и *Д1—2*, а выходной сигнал используется для управления *ЭМУ*. Датчик *Д1—1* в этом состоянии выполняет функцию задатчика размера динамической

ной перенастройки фрезерного станка 6А12П



настройки, а датчик упругих перемещений *Д1—2* — функцию датчика обратной связи. Между анодами левого триода элемента сравнения и общей точкой включен резистор *R1—49*, служащий для задания номинального режима рабочей подачи.

Для выполнения цикла согласования измерительных баз с исполнительными поверхностями системы СПИД (согласование базы станка, несущей обрабатываемую деталь, и вершин зубьев фрезы) включаются кнопки *КП2* и «Выключение станка при работе по программе» на пульте управления станком. Перед включением кнопки *КП2* электронный блок находится в первом рабочем состоянии. При нажатии на нее срабатывает реле *РПС*, нормально открытый контакт *2РПС* которого подключает цепь реле $РП_{ПВ3}$ к источнику питания. При включении кнопки пуска станка начинается цикл перемещений стола, управляемый программным устройством станка.

Смещение измерительного стержня датчика *Д2—1*, происходящее после соприкосновения упора с режущими кромками фрезы (вершинами зубьев фрезы), вызывает появление сигнала рассогласования на выходе элемента сравнения, в результате чего срабатывает реле $Р_{ПВ3}$. Замыкание замыкающего контакта реле $Р_{ПВ3}$ вызывает срабатывание промежуточного реле $РП_{ПВ3}$. При этом размыкающий контакт $1РП_{ПВ3}$ размыкает цепь питания муфты «вверх» и включает движение стола «назад», замыкающий контакт $2РП_{ПВ3}$ замыкает цепь питания реле $Р_{ПД4}$, перекидные контакты которого переводят блок во второе рабочее состояние. Если базы, несущие обрабатываемую деталь, и режущий инструмент не согласованы, то после соприкосновения упора с режущими кромками фрезы соответствующий упор на программоносителе либо не коснется измерительного наконечника датчика *Д1—1*, либо сместит его из настроенного ранее положения. Как в том, так и другом случае это вызовет появление сигнала рассогласования на выходе элемента сравнения. Сработает поляризованное реле $Р_{ПВ4}$ и замкнет цепь питания одного из двух реле, коммутирующих двигатель *РД2—1*. Двигатель осуществляет перемещение подвижной каретки до тех пор, пока сигнал с измерительного моста не сравняется с сигналом от задатчика *З2—3*. При достижении равенства сигналов реле $Р_{ПВ4}$ обесточивается и разрывается цепь питания двигателя *РД2—1*. При этом датчик *Д2—2*, а следовательно, и блок микровыключателей займут относительно упора на программоносителе положение, соответствующее согласованному положению баз станка, несущих обрабатываемую деталь, и инструмента. Возвращение якоря реле $Р_{ПВ4}$ в нейтральное положение вызывает разрядка конденсатора *С2—17* через обмотку реле *РП-7*. При этом размыкающий контакт *1РП-7*, размыкаясь, обесточивает реле $Р_{ВД4}$, и электронный блок переходит в первое (исходное) рабочее состояние. Перемещение каретки с блоком микровыключателей происходит при движении стола «назад», когда упор измерительного узла скользит по режущим кромкам

фрезы. После завершения цикла перемещений стол выходит на запрограммированный размер.

Для того чтобы при настройке или перенастройке системы СПИД ввести в систему управления заданное значение размера динамической настройки, одним из тумблеров $BK1—1 \div BK1—8$ включают соответствующий резистор ($R1—20 \div R1—23$). При этом на выходе делителя, образуемого резистором $R1—50$ и одним из резисторов $R1—20 \div R1—23$, возникает напряжение, пропорциональное заданному значению размера динамической настройки. Для того чтобы в расстояние между столом станка (база, несущая обрабатываемую деталь) и режущими кромками фрезы внести поправку, соответствующую заданному значению размера динамической настройки, необходимо нажать на кнопку *КП1*. При этом срабатывает реле $P1—1$, перекидные контакты $1P1—1$, $2P1—1$ которого переводят электронный блок в первое рабочее состояние. Так как при этом на сетку правого триода *Л1—4б* элемента сравнения поступает сигнал, пропорциональный вновь заданному значению размера динамической настройки, а на сетку левого триода — сигнал, пропорциональный ранее установленному значению, то на выходе элемента сравнения возникает сигнал рассогласования. Срабатывает поляризованное реле *РП—5* и включает реле $P_{уд}1—1$, коммутирующее двигатель $РД1—1$ так, что начинает перемещаться каретка с блоком микровыключателей. При достижении равенства сигналов от датчика $Д1—1$ и задатчика якорь реле *РП-5* занимает нейтральное положение, цепь питания двигателя $РД1—1$ размыкается. После освобождения кнопки *КП1* электронный блок возвращается во второе рабочее состояние, причем с датчика $Д1—1$ на элемент сравнения подается заданный сигнал, пропорциональный величине смещения каретки и блока микровыключателей из начального положения.

Возникающий в процессе врезания фрезы в обрабатываемую заготовку сигнал от датчика $Д1—2$, пропорциональный упругому перемещению системы СПИД, после усиления и детектирования подается на сетку правого триода элемента сравнения, где сравнивается с сигналом, задаваемым датчиком $Д1—1$. По результатам сравнения сигналов от некоторого максимального уровня регулируется рабочая подача. Изменение подачи происходит так, что величина упругого перемещения системы СПИД поддерживается постоянной и равной значению, заданному датчиком $Д1—1$. Так, если при врезании фрезы упругое перемещение превысило значение, заданное датчиком $Д1—1$, то сигнал, подаваемый с датчика $Д1—2$ на сетку правого триода элемента сравнения, превысит сигнал, подаваемый на сетку левого триода. Вызванное этим изменение перекоса дифференциальной схемы сравнения приведет к уменьшению суммарного магнитного потока, создаваемого обмотками *ОУ1*, *ОУ2*, *ОУ3*, *ОУ4* электромашинного усилителя. Напряжение с выхода *ЭМУ*, питающее цепь якоря двигателя подачи, а следовательно, и частота вращения двигателя

будут уменьшаться до тех пор, пока не будет достигнуто равенство сигналов с датчиков Д1—2 и Д1—1. При этом значение упругого перемещения системы СПИД достигнет заданного значения размера динамической настройки, которое и будет поддерживаться постоянным в процессе обработки каждой детали из партии.

Экономическая эффективность использования САУ автоматической перенастройкой по точностным параметрам. Проведенные экспериментальные исследования автоматической размерной перенастройки гидрокопировальных токарных и фрезерных станков с использованием разработанных систем автоматического управления показали достаточно высокую эффективность предлагаемого способа. Так, при обработке различных типоразмеров деталей типа валов на гидрокопировальных полуавтоматах 1722 точность стабилизации размера динамической настройки не превышает 0,005—0,008 мм, а точность стабилизации размера статической настройки составляет 0,004—0,005 мм. Это позволило производить обработку деталей различных типоразмеров за один проход с точностью 0,04—0,05 мм в партии при колебании припуска от 1 до 4 мм. При обычной обработке (без использования САУ) точность обработки ниже в 3—5 раз. Точность перенастройки системы СПИД с обработки одного типоразмера детали на другой, оцениваемая средними величинами размеров деталей, составляет 0,006 мм. Значительно сокращается время на настройку и перенастройку системы СПИД. Так, при обычной обработке переход на новый типоразмер детали требует 20—30 мин, причем основная доля этого времени уходит на размерную настройку методом пробных проходов с использованием 2—3 пробных деталей. При использовании САУ время на перенастройку не превышает 5 мин, причем основная его часть затрачивается на смену программоносителя, режущего инструмента, а размерная настройка составляет несколько секунд. При этом не требуется производить пробных проходов, использовать пробные детали. Оптимальная партия деталей практически может состоять из одной детали. Наладчик исключается из технологического процесса, его функции выполняют САУ. При автоматизации смены программоносителя и режущего инструмента общее время на перенастройку гидрокопировальных полуавтоматов не превышает 1 мин.

Проведенный расчет экономической эффективности для случая, когда обработка деталей различных типоразмеров производится в один проход (причем, эта точность не превышает допуски на соответствующие точностные параметры детали), показал, что себестоимость обработки деталей сокращается на 20—25%, а время на обработку одной детали — на 25—30%. При допусках на точностные параметры детали в пределах 0,1 мм, что является наиболее типичным, при обычной обработке требуется как минимум два прохода, а при использовании САУ требуемая точность достигается в один проход. В этом случае производительность обработки на станках с САУ возрастает более чем в 2 раза,

почти в 2 раза сокращается себестоимость обработки. При этом сокращается количество оборудования в технологическом процессе, количество рабочих, наладчиков, повышается производительность обработки детали на последующих операциях вследствие существенного повышения точности обработки на токарных станках. Применение САУ для автоматической перенастройки на фрезерных станках (например, 6А12П) позволило снизить погрешность настройки в 1,4—2,15 раза, результирующую погрешность координатных размеров партии деталей в 1,6—2,1 раза, а погрешность размеров, проставленных по цепному принципу, в 2, 3 раза по сравнению с соответствующими погрешностями при настройке по одной пробной детали. При погрешности, порождаемой систематическими факторами, достигавшей 0,1 мм, применение системы управления позволило снизить результирующую погрешность размеров до трех раз.

Применение системы управления процессом размерной перенастройки в условиях настройки на обработку партии деталей с допуском 0,12 мм по одной пробной детали позволило снизить затраты времени на настройку в 1,76 раза и на выполнение операции в 1,42 раза. При настройке с установкой упоров программоносителя на станке в условиях обработки деталей, имеющих до четырех размеров, заданных с допуском 0,2 мм, снижение затрат времени на настройку доходит до четырех раз и на выполнение операции — до 1,8 раза. С использованием САУ при изменении количества деталей в партии от 16 до 100 шт. себестоимость обработки деталей снижается почти на 50%.

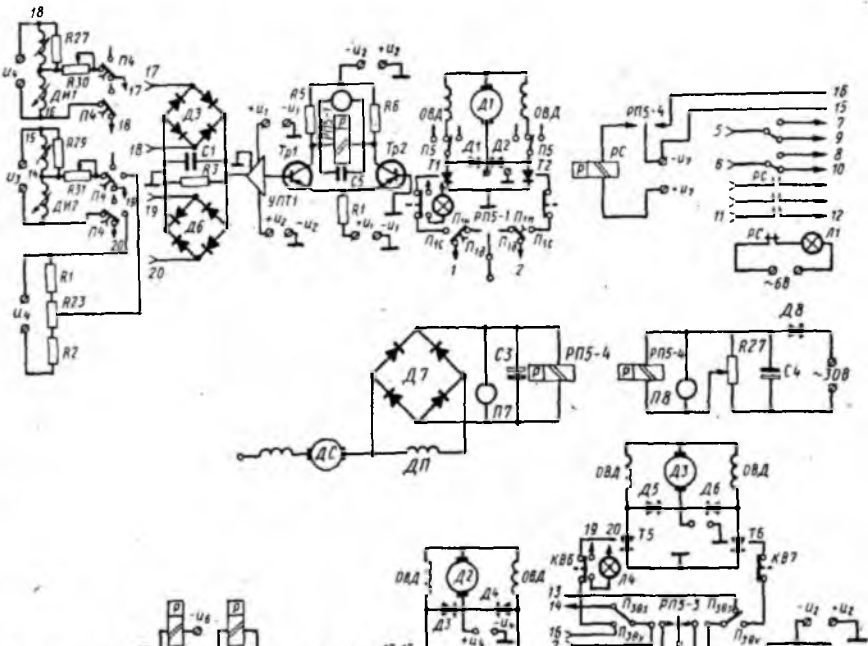
8.3. СТАНКИ, ОСНАЩЕННЫЕ МНОГОМЕРНЫМИ СИСТЕМАМИ УПРАВЛЕНИЯ

В настоящее время исследовано несколько вариантов многомерных САУ, позволяющих оптимизировать процесс обработки деталей. Один из вариантов САУ, реализованный на базе гидрокопировального полуавтомата 1722, заключается в следующем. В процессе обработки каждой детали любого типоразмера управление точностью осуществляется за счет изменения размера статической настройки. Одновременно управление скоростью износа режущего инструмента осуществляется изменением частоты вращения привода главного движения в режиме связанных приводов главного движения и подачи (вследствие необходимости работать на максимально допустимой подаче на оборот детали, например, из условия обеспечения требуемой шероховатости поверхности). При ограничении по мощности тиристорного привода автоматически изменяется характер управления: приводы главного движения и подачи разъединяются, повышается частота вращения шпинделя для разгрузки привода и одновременно уменьшается подача для этой же цели, а также для поддержания предписанного значения термо-э. д. с. При отсутствии ограничения (например,

когда уменьшается припуск и твердость) автоматически соединяются приводы главного движения и подачи и восстанавливается прежний режим работы системы.

На рис. 8.60 представлена электрическая схема многомерной САУ для решения задачи оптимизации обработки деталей на гидрокопировальных станках (1712, 1722 и др.). Для увеличения точности обработки деталей используется система управления упругими перемещениями за счет изменения в процессе резания размера статической настройки. Для этого используется специальный упругий резцедержатель (рис. 8.61), в котором установлен индуктивный датчик БВ-844. Информация об упругом перемещении технологической системы в направлении получаемого размера снимается с помощью датчика *ДИ1* (см. рис. 8.60), установленного в резцедержателе, и в виде сигнала напряжения поступает через диодный мост *Д3* на сравнивающий резистор *R*3.

Рис. 8.60. Электрическая схема многомерной САУ



На этот же резистор через диодный мост *Д6* поступает сигнал с датчика *ДИ2*, выполняющего роль обратной связи. Этот датчик установлен на механизме малых перемещений щупа гидрозолотника таким образом, что при работе исполнительного механизма его шток перемещается пропорционально величине изменения размера статической настройки. Полученная разность потенциалов на резисторе *R3* поступает в усилитель *УПТ1* (интегральная схема), а затем дополнительно усиливается транзисторами *Тр1* и *Тр2*, в цепь коллекторов которых включена обмотка поляризованного реле *РП5-1*. Подвижный контакт реле управляет тиристорами *Т1* и *Т2*, которые включают исполнительный двигатель *Д1*.



Рис. 8.61. Упругий резцедержатель, установленный на станке

Этот двигатель приводит в действие механизм малых перемещений щупа гидрозолотника. При изменении величины упругого перемещения системы СПИД, например вследствие колебания припуска, твердости, затупления режущего инструмента, сигнал, снимаемый с датчика *ДИ1*, будет больше или меньше, чем сигнал с датчика обратной связи *ДИ2*. Разностный сигнал, усиливаясь, поступает на реле РП5-1 с тем или иным знаком, в результате чего включается соответствующий тиристор. Двигатель *Д1* будет вращаться до тех пор, пока не наступит равенство сигналов, снимаемых с обмоток датчиков *ДИ1* и *ДИ2*. Как только наступит это равенство, подвижный контакт реле *РП5-1* займет нейтральное положение, и двигатель остановится. Требуемая характеристика системы управления достигается настройкой с помощью потенциометров *R30* и *R31*. Микроамперметром постоянного тока можно контролировать работу САУ. Систему настраивают при отключенном двигателе Д1 посредством переключателя $П_{1Н}$, разрывающего цепь управления тиристорами.

Резисторы *R27* и *R29* служат для настройки системы управления (в частности, для получения требуемых характеристик датчиков).

При необходимости управления точностью обработки деталей за счет изменения подачи (размером динамической настройки) основные элементы рассмотренной системы управления остаются прежними. Для этого датчик *ДИ2* отключается переключателем *П4*, а включается делитель, образованный резисторами *R1*, *R2*, *R23*. Он выполняет роль задатчика требуемой величины упругих перемещений. В процессе обработки сигнал от датчика *ДИ1*,

установленного на резцедержателе, поступает на сравнивающ резистор *R3* через диодный мост *Д3*; на него же через диодн мост *Д6* поступает сигнал от задатчика. В дальнейшем рабо схемы аналогична. При срабатывании реле *РП5-1* включает соответствующий тиристор (*Т3* или *Т4* в зависимости от зна результирующего напряжения). При этом включается исполнител ный двигатель *Д2*, установленный на гидравлическом дроссел продольной подачи (рис. 8.62). Переключение с двигателя, упра ляющего размером статической настройки, на двигатель *Д* (см. рис. 8.60), управляющий величиной подачи гидрокопировал ного суппорта, осуществляется посредством переключателя $П_{1д}$. Тумблером $П_{2д}$ отключается схема управления подачей на оборо изделия.

Управление скоростью износа режущего инструмента осуще ствляется САУ по термо-э. д. с. В качестве датчика использован естественная термопара *Тс*. Текущее значение термо-э. д. с. по ступает на один из входов *УПТ2* (интегральная схема). На вто рой вход этого же усилителя подается заданное значение термо э. д. с. от задатчика, образованного резисторами *R*15, *R*16, *R*17 *R*28. В *УПТ2* происходит сравнение текущего и заданного значе ний термо-э. д. с. и усиленная разница сигналов с учетом знак поступает на второй каскад усиления, состоящий из транзисто ров *Тр3* и *Тр4*. В цепи коллекторов усилителей включена обмотк поляризованного реле *РП5-3*, контакты которого включены в цеп управления тиристорами *Т5* и *Т6*.

При включении одного из тиристоров начинает вращатьс исполнительный двигатель *Д3* (рис. 8.63), управляющий тири сторным приводом и двигателем главного движения (шпинделем) Требуемое значение термо-э. д. с. устанавливается потенцио метром *R*28 и контролируется прибором *П5* (см. рис. 8.60). Пр необходимости коррекции уставки по термо-э. д. с. согласн

Рис. 8.62. Установка исполнительного двигателя на гидравлическом дросселе продольной подачи



Рис. 8.63. Установка исполнительного двигателя, управляющего тиристорны приводом



приведенному выше алгоритму осуществляются автоматически соответствующие воздействия на потенциометр $R28$. Отклонения действительного значения термо-э. д. с. от заданного контролируются прибором *П6*. В случае равенства заданного и текущего значений термо-э. д. с. сигнал на обмотках поляризованного реле отсутствует, в результате чего его контакт занимает нейтральное положение. В этом случае двигатель *Д3* не вращается и частота вращения шпинделя остается постоянной до наступления соответствующего рассогласования как следствие действия различного рода возмущений (изменение припуска, твердости, затупления режущего инструмента). При наличии рассогласования между текущим и заданным значениями термо-э. д. с. (соответственно от естественной термопары *Те* и задатчика) усиленный сигнал той или иной полярности поступает на обмотку поляризованного реле *РП-3*, и его подвижный контакт включает соответствующий тиристор *Т5* или *Т6*. При этом по одной из обмоток возбуждения *ОВД* проходит ток, заставляя вращаться исполнительный двигатель *Д3* в соответствующую сторону (если текущее значение термо-э. д. с. больше заданного, число оборотов шпинделя уменьшается и наоборот) до тех пор, пока не установится указанное равенство сигналом. Таким образом, обратная связь в САУ осуществляется непосредственно через зону резания. При необходимости управления термо-э. д. с. посредством изменения подачи нужно переключить тумблеры $П_{30s}$, двигатель *Д3* отключается и включается двигатель $Д_2$. Тумблером $П_{20s}$ устанавливается связь между двигателем привода главного движения и продольной подачей. Роль остальных элементов САУ ясна из приведенной электрической схемы.

В случае управления скоростью износа режущего инструмента за счет изменения скорости вращения шпинделя с целью поддержания максимально допустимой подачи на оборот изделия используется система управления, автоматически связывающая приводы главного движения и подачи в режиме до наступления ограничения по мощности применяемого тиристорного привода. Скорость продольной подачи гидрокопировального суппорта измеряется с помощью тахогенератора $ТГ_s$ через специальный механизм преобразования поступательного движения во вращательное. Одновременно с помощью тахогенератора $ТГ_v$, установленного на роторе двигателя главного движения, снимается информация о частоте вращения шпинделя. Сигнал, снимаемый с тахогенератора $ТГ_s$, усиливается транзистором и поступает на одну из обмоток поляризованного реле *РП5-2*. На вторую обмотку этого же реле подается (через делитель напряжения, образованного резисторами $R26$ и $R12$) сигнал с тахогенератора $ТГ_v$. В зависимости от величины напряжения в каждой из обмоток поляризованного реле *РП5-2* происходит замыкание правого или левого контактов, в результате чего включается соответствующий тиристор *Т3* или *Т4*, приводится во вращение ротор двигателя *Д2*,

являющийся исполнительным органом рассматриваемой системы управления. Необходимая величина подачи на оборот изделия задается потенциометром *R*25, который практически изменяет коэффициент усиления тракта подачи. По прибору *П2* (микроамперметр постоянного тока) устанавливается требуемое значение подачи на оборот, а с помощью приборов *П3* и *П4* аналогичного типа контролируется величина минутной подачи гидрокопировального суппорта, а также частота вращения шпинделя.

При управлении скоростью износа режущего инструмента изменяется число оборотов шпинделя, что фиксируется тахогенератором $ТГ_v$. В том случае, если сигналы на обмотках поляризованного реле не равны, замыкается соответствующий контакт и включается один из тиристоров *Т3* или *Т4*. Двигатель *Д2* приводит в действие дроссель продольной подачи суппорта до тех пор, пока не установится требуемое значение минутной подачи, при которой наступит равенство сигналов на обмотках поляризованного реле *РП5-2*. Двигатель *Д2* при этом отключится, подача на оборот изделия установится равной заданной. Таким образом, в данный САУ осуществляется непрерывное слежение за изменением чисел оборотов шпинделя и обратная связь идет через тахогенератор $ТГ_s$. При необходимости минимальное или максимальное значение подачи может быть ограничено конечными выключателями *КВ3* и *КВ4*.

С целью выполнения условия по ограничению (по мощности применяемого тиристорного привода) используется САУ, регулирующими параметрами которой являются подача и скорость главного движения. Информация о мощности двигателя главного движения *ДС* снимается с обмотки его дополнительных полюсов *ДП* и через выпрямительный мост *Д7* поступает на одну из обмоток поляризованного реле *РП5-4*. С делителя напряжения (резистор *R*27) на вторую обмотку поляризованного реле поступает сигнал, характеризующий допускаемую мощность привода.

Если мощность резания не превышает установленного значения, управление процессом формообразования осуществляется в режиме связанных приводов главного движения и подачи (управление скоростью износа режущего инструмента за счет изменения частоты вращения шпинделя, управление точностью за счет изменения размера статической настройки). В этом случае контакт поляризованного реле *РП5-4* находится в левом положении и реле *РС* находится во включенном состоянии. Если мощность резания равна установленному предельному значению, контакт реле *РП5*-4 займет нейтральное положение и реле *РС* отключится. Контакты этого реле переведут работу системы управления в следующий режим: отключается САУ подачей на оборот изделия и одновременно с этим управление скоростью износа режущего инструмента переходит на режим, при котором в качестве регулирующего параметра используется подача. Реле *РП5-3* будет управлять двигателем *Д2*, изменяющим подачу.

Если мощность резания превысит установленное предельное значение, контакт реле *РП5-4* будет находиться в правом положении, включится тиристор *Т5* и двигатель *Д3* будет способствовать увеличению чисел оборотов двигателя *ДС*. Таким образом, одновременное увеличение скорости вращения шпинделя и уменьшение подачи способствует разгрузке тиристорного привода и, вместе с этим, в определенной степени стабилизации предписанного значения термо-э. д. с. Если мощность резания меньше установленного предельного значения, восстанавливается прежний режим работы многомерной системы управления. Требуемое (допускаемое) значение мощности устанавливается потенциометром *R*27 и контролируется прибором *П8*. Действительное (текущее) значение мощности контролируется прибором *П7* (микроамперметр постоянного тока).

Автоматическое управление процессами размерной настройки, поднастройки и перенастройки системы СПИД осуществляется с помощью САУ, датчики которой определяют положение баз станка, несущих обрабатываемую деталь, и режущий инструмент в исходном положении перед обработкой. Эти датчики подключены к входам в диодные мосты *Д3* и *Д6* таким образом, что после установки требуемой величины размера статической настройки A_{co} в исходном положении они отключаются и переключателем *П4* (или же автоматически) в схему включаются датчики *ДИ1* и *ДИ2* САУ упругими перемещениями за счет изменения размера статической настройки. При переходе от одной группы датчиков к другой включается соответствующий исполнительный двигатель механизма малых перемещений гидрозолотника.

Экспериментная проверка многомерной САУ показала вполне удовлетворительные результаты. Так, например, точность стабилизации размера статической настройки не грубее чем 0,02 мм (на диаметр), причем эта величина может быть существенно уменьшена при использовании более чувствительного гидрозолотника. Точность стабилизации термо-э. д. с. 0,2 млВ, что соответствует точности стабилизации температуры резания 10—20° С. Точность стабилизации подачи на оборот изделия не превышает 3—6%. Время переходных процессов при наличии предельных возмущений не превысило 0,3—0,8 с. Проведенные экспериментальные исследования при обработке деталей различных типоразмеров с использованием многомерных систем автоматического управления показали их высокую эффективность. Значительно увеличивается точность обработки как за счет сокращения мгновенного поля рассеяния, порождаемого случайно действующими факторами, так и за счет компенсации погрешностей, порождаемых износом режущего инструмента, температурными деформациями системы СПИД и др. Скорость износа режущего инструмента поддерживается заданной, благодаря чему наиболее полно используются его режущие свойства.

Наиболее полно используются технологические возможности системы СПИД с учетом могущих иметь место ограничений. Существенно расширяется допуск на размерную настройку и поднастройку системы и уровень настройки поддерживается постоянным на протяжении обработки всей партии. Наладчик практически высвобождается из технологического процесса (нужна лишь первоначальная настройка САУ), в том числе и на этапах перехода с обработки одного типоразмера детали на другой. Представляется возможным объективно определять момент замены режущего инструмента по изменению производительности процесса.

Точность обработки деталей типа валов по диаметральным размерам при колебании припуска на заготовках 1—4 мм в случае использования многомерной САУ находится в пределах 0,04—0,05 мм (обработка в один проход), при обычной обработке — 0,2—0,3 мм и более. Производительность труда по штучно-калькуляционному времени повысилась на 45—50%, себестоимость обработки детали снизилась на 30—35% (при получении деталей в сравниваемых вариантах с САУ и без с допуском по диаметральным размерам 0,2 мм). При заданной точности 0,05 мм эффективность существенно возрастает за счет сокращения числа проходов, высвобождения оборудования, рабочих наладчиков, уменьшения расходов на инструмент и т. д.

Глава 9

ПЕРСПЕКТИВЫ РАЗВИТИЯ УПРАВЛЕНИЯ ХОДОМ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ПРОЦЕССА ОБРАБОТКИ НА МЕТАЛЛОРЕЖУЩИХ СТАНКАХ

9.1. ПЕРСПЕКТИВЫ РАЗВИТИЯ МЕТОДОВ И СРЕДСТВ УПРАВЛЕНИЯ ТОЧНОСТЬЮ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ

Непрерывное повышение требований к качеству машин влечет за собой ужесточение допусков на расстояние, относительный поворот, форму и шероховатость поверхностей деталей. Трудности, возникающие при достижении точности каждого из указанных параметров, заставляют прибегать к активному вмешательству в технологический процесс путем его автоматического управления.

Проблема управления точностью формы, относительного поворота и расстояния поверхностей деталей при обработке на станках относится к числу новейших проблем. Для правильного и эффективного ее решения необходимо раскрытие физической сущности процесса возникновения погрешностей указанных параметров точности деталей и всестороннее изучение путей их уменьшения с помощью систем автоматического управления.

Работа, выполняемая в этом направлении на кафедре «Технология машиностроения» Московского станкоинструментального института, посвящена изучению этапа непосредственной обработки поверхностей деталей и проводится в предположении, что статическая настройка станка выполнена с требуемой точностью. Эта работа выяснила ряд принципиально важных моментов в подходе к автоматическому управлению всеми параметрами точности детали, доказала возможность его осуществления и выявила ряд задач, требующих своего решения.

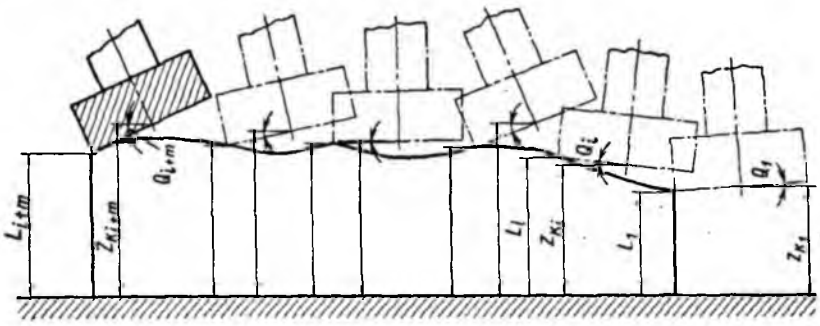
Теоретические предпосылки. Процесс образования погрешностей формы, относительного поворота и расстояния поверхностей деталей при обработке на станках очень сложен. Возникновение погрешностей является следствием переменного действия большого числа факторов, различных как по степени активности, так и продолжительности. Управление точностью обработки связано с воздействием или на каждый фактор в отдельности или одновременно на группу факторов. Оба пути правомочны, но, несомненно, второй путь более эффективен, если есть возможность объединить факторы в группы по результатам действия.

Совокупные изменения действия значительной группы факторов, таких, как силы резания, жесткость системы СПИД и ее температурные деформации, геометрическая неточность станка и др., вызывают непрерывные относительные перемещения в пространстве режущего инструмента и баз станка, определяющих положение обрабатываемой детали. В общем случае в процессе обработки детали инструмент и базы станка имеют в пространстве по шесть степеней свободы, из которых только отдельные (для инструмента и баз станка) необходимы для осуществления процесса резания и формообразования. Остальные степени свободы паразитные. Они приводят к непредусмотренным схемой обработки относительным перемещениям и поворотам инструмента и баз станка, которые являются одной из главных причин возникновения погрешностей формы, относительного поворота и расстояния поверхностей обрабатываемых деталей.

Возникновение погрешностей трех видов — это единый и непрерывный процесс, который может быть представлен как образование во время обработки неправильной криволинейной поверхности вследствие изменения в каждой точке обрабатываемой поверхности расстояния L_i между кромкой режущего инструмента и базами станка, причем изменения расстояний могут быть вызваны как относительным перемещением режущего инструмента и баз станка в направлении нормали к обрабатываемой поверхности, так и их поворотом в пространстве. На рис. 9.1 схематично и только в одной из вертикальных плоскостей отображено образование погрешностей формы, относительного поворота и расстояния обрабатываемой поверхности детали при торцовом фрезеровании как следствие непрерывного изменения расстояния z_k и угла поворота θ фрезы относительно стола станка.

Точность детали, достигаемая непосредственно в процессе обработки, зависит не только от изменения расстояний между кромками режущего инструмента и базами станка в точках обрабатываемой поверхности, но и от того, как возникали эти измене-

Рис. 9.1. Образование погрешностей формы, поворота и расстояния



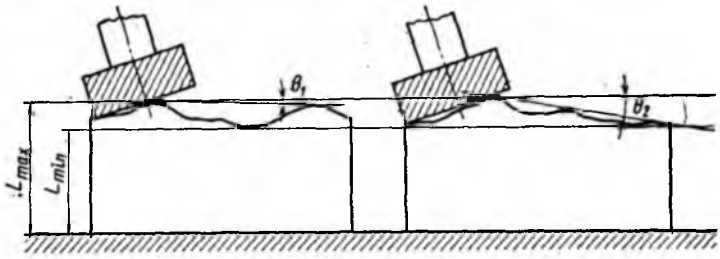


Рис. 9.2. Влияние расположения выпуклостей и вогнутостей обработанной поверхности детали на относительный поворот

ния и шло образование рельефа обрабатываемой поверхности детали. Например, при одном и том же диапазоне изменения расстояний L между режущими кромками зубьев фрезы и столом (рис. 9.2) угол поворота θ обработанной поверхности детали относительно базирующей поверхности получится различным. Причиной этого явилось иное расположение выпуклостей и вогнутостей на обработанной поверхности.

Из сказанного можно сделать следующие выводы.

1. Поскольку формирование погрешностей формы, относительного поворота и расстояния обрабатываемой поверхности детали идет одновременно и вызывается общими причинами, то физически невозможно вести управление в процессе обработки каким-либо показателем точности детали в отрыве от других.

2. Возникновение погрешностей трех видов — это результат пространственных перемещений и поворотов режущего инструмента относительно баз станка. Поэтому поддержание постоянным положения инструмента и баз станка в пространстве — это путь к повышению точности как расстояния и поворота, так и формы обрабатываемых поверхностей деталей.

Относительное положение инструмента и баз станка может быть определено через относительное положение двух систем координат, связанных с ними. Например, при торцовом фрезеровании на вертикально-фрезерном станке координатные оси $OXYZ$ и $O_1X_1Y_1Z_1$ могут быть совмещены со столом станка и инструментом так, как это показано на рис. 9.3.

В других случаях обработки в зависимости от поставленной задачи построение систем координат может быть иным, но оно должно быть подчинено общему правилу. Координатные плоскости XOY и $X_1O_1Y_1$ должны быть связаны с базами станка и инструментом каждая тремя связями, лишающими их перемещения и поворотов в двух направлениях, плоскости XOZ и $X_1O_1Z_1$ — двумя связями, лишающими их перемещения и одного поворота, и, наконец, плоскости YOZ и $Y_1O_1Z_1$ — одной связью, лишающей их перемещения в направлении оси X. Помимо наложения на координатные плоскости внешних связей при построе-

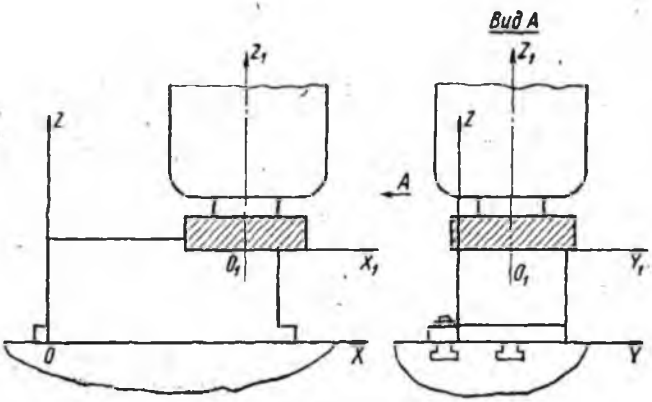
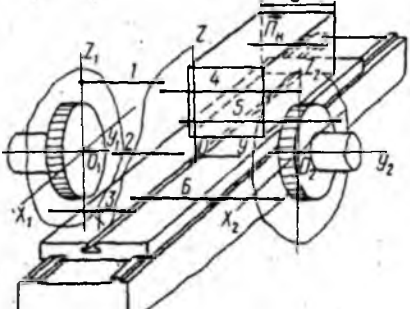


Рис. 9.3. Совмещение систем координат с фрезой и столом вертикально-фрезерного станка

нии координатного угла не следует упускать из вида наличия внутренних связей между координатными плоскостями. Координатная плоскость XOZ должна быть перпендикулярна плоскости XOY, положение которой уже определено тремя внешними связями, а плоскость YOZ — перпендикулярна плоскостям XOY и XOZ. Таким образом, положение каждой координатной плоскости в пространстве определяется тремя связями: XOY — тремя внешними связями, XOZ — двумя внешними и одной внутренней, YOZ — одной внешней и двумя внутренними. Это справедливо в отношении координатных плоскостей любой системы $O_iX_iY_iZ_i$, связываемой со станком или инструментом.

Руководствуясь этими рекомендациями, относительное положение фрез и стола двухшпиндельного продольно-фрезерного станка следует определять через положение систем координат (рис. 9.4). При определении относительного положения систем координат имеет значение выбор начала отсчета. Если в процессе обработки необходимо обеспечить положение обрабатываемой поверхности относительно технологических баз детали, совмещенных с базами станка, то в качестве базовой системы координат, именуемой в теоретической механике неподвижной, логично избирать систему координат, построенную на базах станка. Для вертикально-фрезерного или продольно фрезерного станков за

Рис. 9.4. Схема связей координатных плоскостей $X_1O_1Z_1$ и $X_2O_2Z_2$ с XOZ



начало отсчета должна быть избрана система координат, связанная со столом станка.

При непосредственном определении относительного положения двух систем координат должно быть установлено шесть связей между ними. Однако возможен и другой вариант установления относительного положения двух систем координат. Положение каждой из них через шесть связей может быть установлено относительно третьей системы координат, не связанной со станком. Тогда, чтобы определить относительное положение двух систем координат, требуется учитывать уже двенадцать связей, а в случае с продольно-фрезерным станком — восемнадцать связей. Несмотря на большую сложность, применение этого варианта не только возможно, но может оказаться более удобным и технически выгодным в сравнении с первым вариантом.

Если решаемая в процессе обработки детали задача не требует построения координатных углов полностью, можно ограничиться отдельными элементами углов или даже построением отдельных координатных плоскостей. Например, при фрезеровании на вертикально-фрезерном станке требуемая точность формы, поворота и расстояния обрабатываемой поверхности детали относительно ее нижней поверхности достигается через задание и сохранение положения координатной плоскости $X_1O_1Y_1$ относительно XOY. При обработке детали на продольно-фрезерном станке точность формы, относительного поворота и расстояния обрабатываемых поверхностей будет зависеть от сохранения неизменности положения координатных плоскостей $X_1O_1Z_1$ и $X_2O_2Z_2$ в системе $OXYZ$. Воспроизведение не всего координатного угла, а какой-либо отдельной координатной плоскости, имеющей внутренние связи с другими координатными плоскостями этого угла, вынуждает заменять недостающие внутренние связи внешними. Например, для того чтобы оперировать одной координатной плоскостью $X_1O_1Z_1$, связанной с фрезой продольно-фрезерного станка, не строя всего координатного угла $O_1X_1Y_1Z_1$, необходимо для определения ее положения в системе $OXYZ$ создать три внешние связи с координатной плоскостью XOZ.

Управление точностью формы, поворота и расстояния обрабатываемых поверхностей деталей требует материализации систем координат и связей между ними. Системы координат на поверхностях режущего инструмента и баз станка могут быть созданы механическим, электрическим, оптическим и другими путями. С точки зрения охвата большего числа звеньев размерных цепей системы СПИД, лучшим будет тот способ, который предоставляет возможность совмещения системы координат непосредственно с режущими кромками инструмента и рабочими участками баз станка. Связи между системами координат, определяющие их относительное положение, могут быть установлены при помощи датчиков. Одна из возможных схем устаиовки шести датчиков для определения относительного положения двух систем коорди-

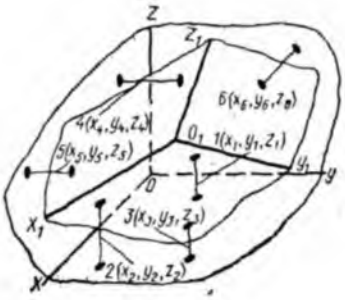


Рис. 9.5. Схема связей между системами координат $OXYZ$ и $O_1X_1Y_1Z_1$

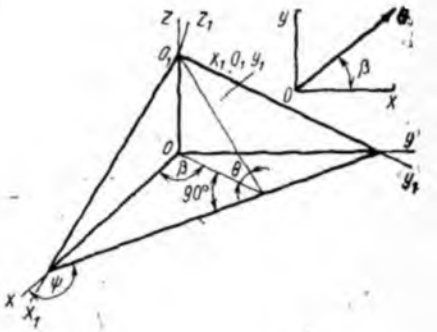


Рис. 9.6. Характеристики поворота координатных плоскостей $X_1O_1Y_1$ относительно XOY

нат показана на рис. 9.5. На рисунке указаны координаты точек, через которые осуществляется связь координатных систем при помощи датчиков.

Согласно аналитической геометрии, положение одной системы координат $O_1X_1Y_1Z_1$ относительно другой $OXYZ$ определяется координатами ее начала и тремя углами Эйлера. Два угла Эйлера характеризуют величину (угол нутации θ) и направление (угол прецессии ψ) поворота координатной плоскости $X_1O_1Y_1$ относительно XOY (рис. 9.6). Однако направление поворота плоскости $X_1O_1Y_1$ нагляднее характеризовать направлением перпендикуляра, опущенного из начала координат на линию пересечения координатных плоскостей. Этот перпендикуляр указывает, в какую сторону наклонена плоскость $X_1O_1Y_1$, по отношению к оси OX перпендикуляр направлен под углом β. Угол $\beta = \psi - 90°$. Третий угол Эйлера ψ, угол собственного вращения системы $O_1X_1Y_1Z_1$, отражает ее относительный поворот вокруг оси O_1Z_1.

Характеристики относительного положения систем координат могут быть выражены через координаты точек *1*, *2*, *3*, *4*, *5* и *6*, в которых установлены датчики (см. рис. 9.5), и через показания самих датчиков. Но предварительно необходимо дать уравнения координатных плоскостей. Координатная плоскость $X_1O_1Y_1$, проходящая через точки *1* $(x_1y_1z_1)$, *2* $(x_2y_2z_2)$ и *3* $(x_3y_3z_3)$ выражается уравнением в координатах:

$$\begin{vmatrix} x-x_1 & y-y_1 & z-z_1 \\ x_2-x_1 & y_2-y_1 & z_2-z_1 \\ x_3-x_1 & y_3-y_1 & z_3-z_1 \end{vmatrix} = 0$$

и общим уравнением

$$A_1x + B_1y + C_1z + D_1 = 0,$$

Уравнение координатной плоскости $X_1O_1Z_1$, проходящей через точки *4* $(x_4y_4z_4)$ и *5* $(x_5y_5z_5)$:

$$\begin{vmatrix} C_1\Delta z \\ B_1\Delta y \end{vmatrix} x + \begin{vmatrix} A_1\Delta x \\ C_1\Delta z \end{vmatrix} y + \begin{vmatrix} B_1\Delta y \\ A_1\Delta x \end{vmatrix} z + \begin{vmatrix} z_4y_4 \\ z_5y_5 \end{vmatrix} A_1 +$$

$$+ \begin{vmatrix} x_4z_4 \\ x_5z_5 \end{vmatrix} B_1 + \begin{vmatrix} y_4x_4 \\ y_5x_5 \end{vmatrix} C_1 = 0,$$

где $\Delta x = x_5 - x_4$; $\Delta y = y_5 - y_4$; $\Delta z = z_5 - z_4$.

Ее общее уравнение

$$A_2x + B_2y + C_2z + D_2 = 0.$$

Уравнение координатной плоскости $Y_1O_1Z_1$, проходящей через точку *6* $(x_6y_6z_6)$:

$$\begin{vmatrix} B_1 C_1 \\ B_2 C_2 \end{vmatrix} x + \begin{vmatrix} C_1 A_1 \\ C_2 A_2 \end{vmatrix} y + \begin{vmatrix} A_1 B_1 \\ A_2 B_2 \end{vmatrix} z +$$

$$+ \begin{vmatrix} C_1 B_1 \\ C_2 B_2 \end{vmatrix} x_6 + \begin{vmatrix} A_1 C_1 \\ A_2 C_2 \end{vmatrix} y_6 + \begin{vmatrix} B_1 A_1 \\ B_2 A_2 \end{vmatrix} z_6 = 0.$$

Уравнение той же плоскости в общем виде

$$A_3x + B_3y + C_3z + D_3 = 0.$$

На основании уравнений координатной плоскости

$$\operatorname{tg}\theta = \frac{\sqrt{A_1^2 + B_1^2}}{C_1}. \tag{9.1}$$

Угол β может быть определен через

$$\beta' = \operatorname{arctg}\left(-\frac{B_1}{A_1}\right) \tag{9.2}$$

с учетом его знака и отношения $\left(-\frac{D_1}{B_1}\right)$ с помощью табл. 9.1.

Для нахождения угла φ лучше воспользоваться приближенной формулой

$$\cos\varphi = \sin\beta\cos\Delta\varphi - \cos\beta\sin\Delta\varphi, \tag{9.3}$$

в которой

$$\Delta\varphi = \operatorname{arctg}\frac{\Delta y}{\Delta x}.$$

Координаты начала системы $O_1X_1Y_1Z_1$ могут быть найдены из совместного рассмотрения уравнений трех координатных плоскостей. Значениями этих координат можно характеризовать относительную удаленность координатных плоскостей. Однако гораздо удобнее для этого воспользоваться отрезками осей Z, Y, X, отсекаемыми на них плоскостями системы $O_1X_1Y_1Z_1$. Например, удаленность координатной плоскости $X_1O_1Y_1$ отно-

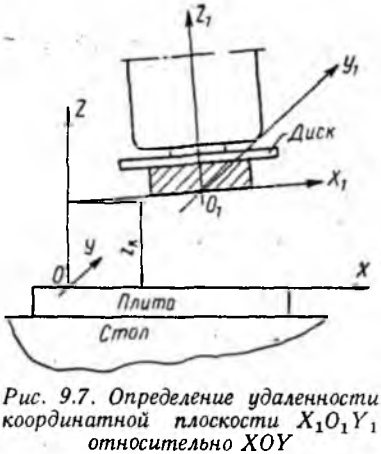


Рис. 9.7. Определение удаленности координатной плоскости $X_1O_1Y_1$ относительно XOY

Таблица 9

Четверть тригонометрического круга	Знак		Формула
	$\operatorname{tg}\beta'$	$-\frac{D_1}{B_1}$	
I	+	+	$\beta = 0° + \beta'$
II	−	+	$\beta = 180° - \beta'$
III	+	−	$\beta = 180° + \beta'$
IV	−	−	$\beta = 360° - \beta'$

сительно XOY будет характеризоваться отрезком z_k оси $\frac{1}{k}OZ$ (рис. 9.7). Точно такими отрезками y_l и x_m осей Y и X можно характеризовать удаленность координатных плоскостей $X_1O_1Z_1$ и $Y_1O_1Z_1$ относительно XOZ и YOZ.

Значения отрезков z_k, y_l и x_m могут быть найдены по формулам:

$$z_k = -\frac{D_1}{C_1}; \tag{9.4}$$

$$y_l = -\frac{D_2}{B_2}; \tag{9.5}$$

$$x_m = -\frac{D_3}{A_3}. \tag{9.6}$$

Условно отрезки z_k, y_l и x_m можно называть расстояниями между соответствующими координатными плоскостями.

Относительный поворот двух координатных плоскостей является величиной векторной. Например, отклонения от параллельности координатной плоскости $X_1O_1Y_1$ относительно XOY выражаются углами θ и β, из которых первый указывает величину отклонения, а второй — его направление. Чтобы графически представить относительный поворот этих координатных плоскостей, надо в плоскости XOY построить вектор, совместив его начало с началом координат O (см. рис. 9.6). Длина вектора в выбранном масштабе должна выражать величину угла θ, а направление вектора определяется углом β, отсчитываемым от оси X против движения часовой стрелки. Составляющие вектора $\vec{\theta}$: η_1 и η_2 можно трактовать как отклонения плоскости $X_1O_1Y_1$ от перпендикулярности к координатным плоскостям YOZ и XOZ.

Относительные повороты других координатных плоскостей также удобно представлять в виде векторов, но для этого необходимо определить углы $\theta_н$ и $\beta_н$, характеризующие величину и направление отклонения от параллельности плоскости $X_1O_1Z_1$

относительно плоскости XOZ, и углы $\theta_{оп}$ и $\beta_{оп}$, характеризующие отклонения от параллельности $Y_1O_1Z_1$ по отношению YOZ, по следующим формулам:

$$\cos\theta_н = \cos\beta\sin\varphi + \sin\beta\cos\varphi\cos\theta; \tag{9.7}$$

$$\operatorname{tg}\beta_н = \frac{1}{\sin\theta}(\sin\beta\operatorname{tg}\varphi - \cos\beta\cos\theta); \tag{9.8}$$

$$\cos\theta_{оп} = \sin\beta\cos\varphi + \cos\beta\sin\varphi\cos\theta; \tag{9.9}$$

$$\operatorname{ctg}\beta_{оп} = \frac{1}{\sin\theta}(\cos\beta\operatorname{ctg}\varphi - \sin\beta\cos\theta). \tag{9.10}$$

Вектор $\vec{\theta}_н$ строится в координатной плоскости XOZ, а направление вектора отсчитывается от оси Z. Вектор $\vec{\theta}_{оп}$ строится в координатной плоскости YOZ с отсчетом его направления от оси Y (рис. 9.8). Приведенные выше формулы указывают на то, что поворот координатных плоскостей $X_1O_1Z_1$ и $Y_1O_1Z_1$ относительно соответствующих плоскостей координатного угла $OXYZ$ зависит не только от угла φ, но и от поворота $X_1O_1Y_1$ относительно XOY, характеризуемого углами θ и β. Приведенные уравнения координатных плоскостей в координатах точек размещения датчиков и характеристики их относительного положения могут быть использованы на вертикально-фрезерных и продольно-фрезерных станках следующим образом.

При торцовом фрезеровании поверхности детали по схеме, показанной на рис. 9.3, необходимо материализовать координатные плоскости XOY и $X_1O_1Y_1$ и установить связи между ними с помощью трех датчиков. Тогда стабилизация относительного положения фрезы и баз станка в пространстве сведется к поддер-

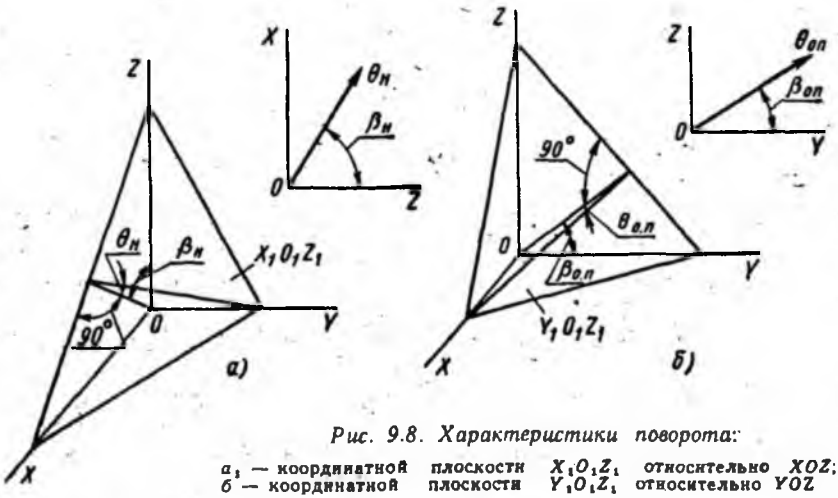


Рис. 9.8. Характеристики поворота:

а — координатной плоскости $X_1O_1Z_1$ относительно XOZ;
б — координатной плоскости $Y_1O_1Z_1$ относительно YOZ

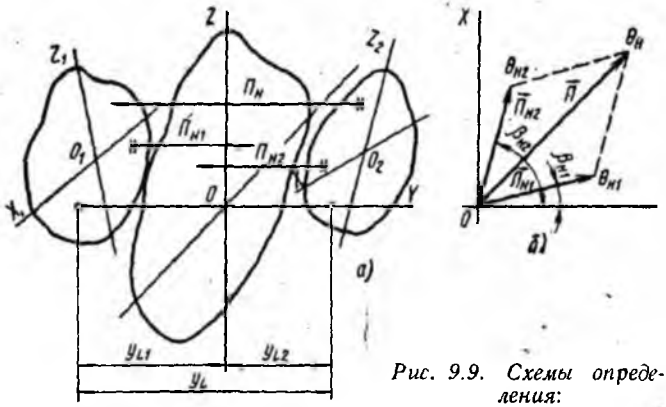


Рис. 9.9. Схемы определения:

а — расстояний между координатными плоскостями $X_1O_1Z_1$ и $X_2O_2Z_2$; б — относительного поворота плоскостей $X_1O_1Z_1$ и $X_2O_2Z_2$

жанию на заданном уровне значений характеристик θ, β и z_k, определяемых вышеприведенными формулами. При одновременной обработке боковых поверхностей детали на продольно-фрезерном станке двумя фрезами для решения намеченной задачи материализации подлежат координатные плоскости XOY и XOZ, принадлежащие столу станка, и координатные плоскости $X_1O_1Z_1$ и $X_2O_2Z_2$, совмещенные с фрезами. Положение каждой из плоскостей $X_1O_1Z_1$ и $X_2O_2Z_2$ относительно XOZ может быть определено с помощью трех датчиков. Связи между координатными плоскостями условно обозначены линиями *1—6* (см. рис. 9.4). Стабилизация в пространстве относительного положения фрез с целью повышения точности формы, относительного поворота $\vec{\Pi}_н$ и расстояния L обрабатываемых поверхностей будет достигаться за счет уменьшения отклонений характеристик $\theta_{н1}$, $\beta_{н1}$, y_{L1} и $\theta_{н2}$, $\beta_{н2}$, y_{L2}, причем расстояние между координатными плоскостями $X_1O_1Z_1$ и $X_2O_2Z_2$ (рис. 9.9, *а*) будет измеряться отрезком y_L оси OY:

$$y_L = y_{L1} + y_{L2},$$

а их относительный поворот покажет вектор $\vec{\Pi}_н$, представляющий собой сумму двух векторов $\vec{\Pi}_{н1}$ и $\vec{\Pi}_{н2}$ (рис. 9.9, *б*).

Наличие трех внешних связей между координатными плоскостями $X_1O_1Z_1$ и $X_2O_2Z_2$ с плоскостью XOZ позволяет определить характеристики их положения, не прибегая к формулам (9.7) и (9.8). Составив уравнения координатных плоскостей $X_1O_1Z_1$ и $X_2O_2Z_2$, как плоскостей, проходящих через три точки, в которых установлены датчики, и взяв уравнение координатной плоскости XOZ, можно сразу определить значения характеристик $\theta_{н1}$, $\beta_{н1}$ и $\theta_{н2}$, $\beta_{н2}$ по формулам (9.1) и (9.2).

Материализация систем координат на базах станка и инструменте и установление наблюдения за изменениями в относительном положении систем координат с помощью датчиков дает возможность следить в процессе обработки детали за изменением относительного положения в пространстве режущего инструмента и баз станка и учитывать это изменение. В задачу управления точностью обработки в пространстве входит сокращение изменений относительного положения и движения систем координат, связанных с режущим инструментом и базами станка.

В процессе обработки детали изменение каждой из координат, фиксируемое датчиком, является случайной функцией времени или относительного перемещения инструмента и баз станка в направлении рабочей подачи. Следовательно, случайными функциями $W_i(t)$ будут и функции этих координат — характеристики относительного положения систем координат или отдельных их элементов. Для того чтобы повысить точность формы, поворота и расстояния поверхностей обрабатываемых деталей, необходимо добиться постоянства характеристик случайных функций $W_i(t)$ во времени.

Таким образом, в задачу управления точностью обработки детали в пространстве в конечном счете входит достижение стационарности случайных функций $W_i(t)$, т. е. достижение постоянства их математических ожиданий и дисперсий, а также сокращение значений дисперсий функций $W_i(t)$.

Исследование целесообразности управления в пространстве относительным положением режущего инструмента и баз станка было проведено на вертикально-фрезерном станке 6А12П при обработке детали по схеме, показанной на рис. 9.3. Для доказательства целесообразности и эффективности предлагаемого пути управления необходимо было установить в погрешностях детали долю погрешностей обработки, вызванную пространственными перемещениями и поворотами фрезы относительно стола. В связи с этим необходимо было выделить погрешности, образуемые поворотами и перемещениями фрезы относительно стола станка, оценить участие поворота в образовании этих погрешностей, а также определить состав факторов (упругих перемещений, геометрической неточности станка, температурных деформаций системы СПИД и т. д.), которые должна охватить система автоматического управления относительным положением фрезы и стола станка.

Материализация координатных плоскостей на базах станка и фрезе была осуществлена механическим путем, наиболее простым и достаточно надежным. Координатная плоскость XOY, связанная со столом станка, была создана с помощью чугунной плиты, а координатная плоскость $X_1O_1Y_1$ — с помощью диска, жестко связанного с фрезой (см. рис. 9.7).

Для слежения в процессе обработки детали за изменением положения инструмента относительно баз станка через изменение

положения диска и плиты в пространстве станок был оснащен электроизмерительным устройством с шестью каналами. Принцип слежения заключается в измерении тремя парами датчиков отклонений расстояний между торцом диска и поверхностью плиты в трех парах противолежащих точек, принадлежащих им. Датчики вырабатывают сигналы, пропорциональные изменениям зазоров между датчиками и торцом диска и датчиками и поверхностью плиты. Эти сигналы поступают в усилитель и после усиления, пройдя фазовый детектор, регистрируется осциллографом Н-700, записывающим изменения вышеуказанных зазоров. Датчики и фазовый детектор питаются от генератора. Оценка экспериментальных данных проводилась по 460 контрольным точкам, намеченным на поверхности детали. Чугунные заготовки длиной 150 мм и шириной 90 мм обрабатывались торцовыми фрезами диаметром 160 мм, имеющими 16 зубьев, оснащенных твердым сплавом ВК-8, при скорости резания 158 м/мин, подаче 220 мм/мин и ступенчатой глубине резания 1—4 мм. Обработка сопровождалась записью изменений относительного положения фрезы и стола в пространстве осциллографом Н700. По данным осциллограмм, на ЭВМ вычислялись

$$z_k = -\frac{D}{C}; \quad \operatorname{tg}\theta = \frac{\sqrt{A^2 + B^2}}{C};$$

$$\beta = \operatorname{arctg}\frac{B}{A} + 90^\circ\left(1 + \frac{a}{|a|}\right),$$

где A, B, C — коэффициенты уравнения плоскости, проходящей через три точки диска, координаты которых определяют положение фрезы относительно стола.

Отклонения характеристики положения фрезы относительно стола приведены в табл. 9.2.

Поля рассеяния этих отклонений показывают, что в процессе обработки деталей происходят значительные пространственные

Таблица 9.2

№ детали	Глубина резания в мм	Поле рассеяния вектора относительного поворота по модулю: arctg θ	по модулю: в мм на длине 150 мм	по направлению β в рад	расстояния z_k в мм
1	4	$0{,}26 \cdot 10^{-3}$	0,039	2,66	0,045
2	4	$0{,}31 \cdot 10^{-3}$	0,046	3,03	0,033
3	4	$0{,}33 \cdot 10^{-3}$	0,050	2,36	0,036
4	1—4	$0{,}26 \cdot 10^{-3}$	0,039	2,66	0,032
5	1—4	$0{,}26 \cdot 10^{-3}$	0,039	3,15	0,034
6	1—4	$0{,}24 \cdot 10^{-3}$	0,034	2,6	0,026

перемещения и повороты фрезы относительно стола. Например, при обработке одной из деталей рассеяние величины угла поворота (θ) фрезы относительно стола составило 0,05/150 мм, а расстояния между фрезой и поверхностью стола 0,036 мм.

По данным осциллограмм, для каждой избранной в эксперименте точки обрабатываемой поверхности детали на ЭВМ вычислялись расчетные отклонения расстояний (ΔH_i) относительно установочной технологической базы деталей

$$\Delta H_i = \Delta z_{ki} - 75 \operatorname{tg} \theta \cos \rho_i,$$

где ρ_i — направление проекции искомой точки, отсчитываемое от направления β.

Последовавшие за тем измерения отклонений тех же расстояний на детали и сравнения с расчетными данными показали, что средняя величина совпадения расчетных данных с измеренными составила 88% при поле рассеивания в 24%. Полученные соотношения расчетных и измеренных данных показывают, что относительные пространственные перемещения и повороты фрезы и стола являются действительно главной причиной возникновения погрешностей формы, поворота и расстояния обрабатываемых поверхностей деталей. Разницу между расчетными и измеренными отклонениями расстояний составили погрешности измерения, определения начала отсчета при настройке станка и вызванные разновысотностью зубьев, торцовым биением фрезы и деформациями обрабатываемой детали.

Для определения зависимостей погрешностей формы, поворота и расстояния обработанных поверхностей деталей от изменений положений фрезы относительно стола во время обработки определялась точность деталей по трем показателям на основании расчетных и измеренных данных. Для этого по данным осциллограмм было составлено описание рельефа обработанных поверхностей каждой из деталей, найдены три наиболее выступающие точки и от плоскости, проходящей через них, определены отклонения формы, поверхности, а по формулам (9.1) и (9.2) — значения углов θ и β и отклонения расстояния Δz_k, характеризующих положение обработанной поверхности детали относительно установочной технологической базы.

В данном случае характеристики θ, β и Δz_k отражают не положение фрезы относительно стола в каждый момент времени, а являются характеристиками положения обработанной поверхности детали, т. е. являются показателями ее точности. Результаты всех вычислений приведены в табл. 9.3. Показатели точности деталей, полученные по данным осциллограмм, отражают только влияние пространственных перемещений и поворотов фрезы относительно стола. Те же самые показатели точности, полученные по результатам непосредственного измерения детали, отражают наряду с этим действие и других факторов. Сопоставление показателей точности позволяет судить, насколько можно повысить

точность обрабатываемых деталей, если избавиться от перемещени и поворотов фрезы относительно стола в пространстве. Из табл. 9. следует, что за счет стабилизации положения фрезы относительно стола на всем протяжении обработки деталей имеется возможность повысить точность формы на 75%, относительного поворота на 77% и расстояния на 87%.

Таблица 9.3

№ детали	Отклонение расстояния Δz_k в мм		% совпадени	Относительный поворот в мм на длине 150 мм		% совпадения	Отклонение от плоскости в мм		% совпадения
	для расчетного рельефа	для измеренного рельефа		для расчетного рельефа	для измеренного рельефа		для расчетного рельефа	для измеренного рельефа	
1	0,058	0,078	75	0,034	0,027	80	0,021	0,016	76
2	0,070	0,059	84	0,032	0,024	75	0,024	0,017	71
3	0,068	0,077	84	0,039	0,030	76	0,026	0,018	73
4	0,088	0,075	85	0,049	0,037	76	0,053	0,040	76
5	0,094	0,086	91	0,046	0,035	76	0,049	0,037	75
6	0,108	0,098	91	0,043	0,035	81	0,047	0,036	76

Таким образом, процентное соотношение, установленное в результате расчетов, показывает, что если в процессе обработки деталей на данном станке выровнять отклонения характеристик положения фрезы относительно стола, то можно достичь повышения точности формы, относительного поворота и расстояния поверхностей деталей не менее чем в 4 раза и получить точность: расстояния 0,007—0,010 мм; относительного поворота 0,006—0,010/150 мм; формы (неплоскостность) 0,005—0,010 мм.

Приведенные данные о возможной точности деталей определены в предположении, что система автоматического управления относительным положением фрезы и стола станка абсолютно точна и не вносит дополнительных погрешностей при управлении процессом обработки.

Общая погрешность расстояний точек обработанной поверхности детали относительно установочной технологической базы равна сумме погрешностей, вызванных перемещением и поворотом фрезы относительно баз станка:

$$\Delta H = \Delta z_0 + \varphi\ [\Pi],$$

где ΔH — общая погрешность расстояний точек обработанной поверхности деталей;

$\Delta z_0 = \Delta z_k$ — погрешность, вызванная перемещением фрезы относительно стола;

$\varphi\ [\Pi] = \frac{D_\Phi}{2} \operatorname{tg} \theta \cos \rho$ — погрешность, вызванная поворотом фрезы относительно стола.

По данным осциллограмм, полученным в процессе обработки детали, вычислялись поля рассеяния суммарной погрешности указанных расстояний и погрешности, вызванной поворотами фрезы относительно стола, и было определено удельное влияние поворота фрезы относительно стола на образование погрешности. Эти вычисления представлены в табл. 9.4. Из таблицы видно, что влияние поворота существенно и составляет в общем балансе погрешностей в среднем 44%. При рассмотрении участков, соответствующих процессу врезания и выхода фрезы при обработке деталей, было замечено, что в этих случаях удельное влияние поворота фрезы относительно стола на погрешность обработки достигает 62%.

Таблица 9.4

Погрешность		Удельное влияние поворота фрезы относительно стола в общем балансе погрешностей в %	Погрешность		Удельное влияние поворота фрезы относительно стола в общем балансе погрешностей в %
$\Delta z_0 + \varphi[\Pi]$ в мм	$\varphi[\Pi]$ в мм		$\Delta z_0 + \varphi[\Pi]$ в мм	$\varphi[\Pi]$ в мм	
0,070	0,024	34	0,057	0,023	40
0,060	0,027	45	0,049	0,024	47
0,069	0,033	48	Среднее значение		44
0,056	0,024	43			

Как показали расчеты, при сокращении столь значительной доли погрешности возможно увеличение точности обработки поверхностей деталей в 1,8 раза. Это указывает на необходимость осуществлять в процессе обработки управление положением фрезы относительно стола с обеспечением стабилизации не только расстояния между фрезой и столом, но и ее поворота относительно стола, т. е. достичь стабилизации всех трех характеристик (θ, β и z_k) положения фрезы относительно стола в пространстве в процессе обработки деталей.

С целью выявления удельного влияния упругих перемещений системы СПИД и геометрической неточности станка на возникновение погрешностей во время обработки и на холостом ходу определялись отклонения расстояния точек обработанной поверхности относительно установочной технологической базы детали. Для этого была осуществлена запись относительных изменений положения фрезы и стола станка с помощью измерительного устройства, подключенного к осциллографу Н700. По осциллограммам, записанным во время обработки и на холостом ходу, было установлено, что под действием колебаний сил резания погрешность формы в продольном сечении составляет 55%, а в поперечных сечениях почти совпадает с погрешностями, возникающими при работе станка без нагрузок. Оставшаяся часть погрешности в данном

эксперименте в основном приходится на геометрическую неточность станка.

Для определения влияния температурных деформаций в системе СПИД на погрешность обработки деталей был проведен эксперимент. На холостых оборотах шпинделя ($n = 315$ об/мин) при отключенной подаче станка в течение полутора часов с интервалами в 5 мин с помощью измерительного устройства осуществлялась запись перемещения трех пар противолежащих точек диска фрезы и поверхности стола, т. е. изменений относительных положений фрезы и стола станка из-за температурных деформаций. Температурное равновесие станка наступило через 45 мин (рис. 9.10), а наибольшее отклонение, зафиксированное датчиками, не превышало 8 мкм. Эксперимент указывает на возможность компенсации влияния этого фактора, значение которого на станках, работающих в производственных условиях, гораздо выше.

Результаты исследования служат доказательством эффективности и целесообразности управления положением фрезы относительно стола в пространстве с целью повышения трех показателей точности деталей (расстояния, поворота и формы) с охватом действия упругих перемещений, геометрической неточности и температурных деформаций станка. Для реализации предлагаемого способа повышения точности обработки деталей сразу по трем показателям необходимы разработка и оснащение вертикально-фрезерных станков системами автоматического управления (САУ). В качестве регулируемых параметров САУ требуется использовать характеристики положения систем координат, построенных на режущих кромках фрезы и рабочей поверхности стола.

Поскольку характеристики положения инструмента относительно стола являются функциями трех расстояний между противолежащими точками фрезы и стола станка:

$$\theta = f_1(z_1, z_2, z_3);$$

$$\beta = f_2(z_1, z_2, z_3);$$

$$z_k = f_3(z_1, z_2, z_3),$$

то возможно использование в качестве регулируемых параметров значений координат z_i или их отклонений Δz_i. Избрание этих параметров позволит не вводить в САУ вычислительные устройства для перехода от расстояний z_i к характеристикам θ, β и z_k, что значительно упростит систему автоматического управления и уменьшит расходы на ее изготовление.

Реализация управления в пространстве на вертикально-фрезерном станке. Для проверки идеи одновременного повышения точности формы относительного поворота и расстояния обрабатываемых поверхностей деталей путем стабилизации относительного положения фрезы и стола станка в пространстве вертикально-фрезерный станок 6А12П был оснащен системой автоматического управления. При создании САУ были возможны три варианта кон-



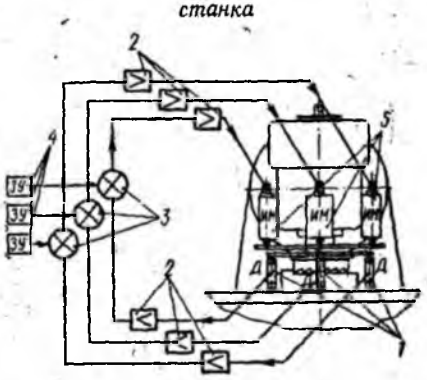
Рис. 9.10. Погрешности формы поверхности обрабатываемой детали, вызванные температурными деформациями станка

структивного решения компенсации возникающих при обработке относительных перемещений и поворотов в пространстве фрезы и стола станка: компенсировать при помощи САУ возникающие отклонения за счет изменения в пространстве положения фрезы относительно стола, стола относительно фрезы, фрезы и стола.

Поскольку фреза в отличие от стола имеет только одно движение в процессе формообразования обрабатываемой поверхности — вращение вокруг собственной оси, то конструктивно проще осуществить первый вариант.

Блок-схема системы автоматического управления относительным положением фрезы и стола станка в пространстве представлена на рис. 9.11. Система состоит из трех одинаковых коитуров, каждый из которых включает два индуктивных датчика *1*, два усилителя *2*, схему сравнения *3*, задающее устройство *4* и исполнительный механизм *5*. Задачей каждого контура является стабилизация с требуемой точностью расстояния между двумя противолежащими точками, одна из которых принадлежит поверхности плиты, установленной на столе станка, а вторая — поверхности измерительного диска, связанного с фрезой. Одновременное управление тремя расстояниями между диском и плитой приведет к стабилизации в пространстве относительного положения фрезы и стола станка.

Рис. 9.11. Блок-схема САУ относительным положением фрезы и стола станка



Требуемое в процессе управления перемещение и поворот фрезы в пространстве осуществляют в системе автоматического управления три исполнительных механизма, воздействующих на силовой диск *1* (рис. 9.12), который так же, как и измерительный *2*, связан с фрезой. Установка второго диска была вызвана необходимостью избавить измерительный диск от усилий, создаваемых исполнительными механизмами для изменения положения фрезы. На рис. 9.12 представлены размерные цепи A и $Г$, раскрывающие смысл управления избранным путем в одном из трех каналов. Достижение требуемой точности детали за счет стабилизации расстояния A_Δ между режущими кромками фрезы и плитой, на которой установлена деталь, осуществляется косвенным путем. В процессе управления в действительности стабилизируется расстояние $Г_\Delta$ между измерительным диском и плитой, отклонения которого компенсируются САУ. Погрешность A_Δ будет зависеть от отклонений, возникающих на звеньях A_i, не охваченных системой автоматического управления, и от точности расстояния $Г_\Delta$, определяемой точностью различного вида связей, действующих в САУ.

На рис. 9.13 представлена конструкция механизма крепления фрезы к шпинделю, позволяющая поворачиваться корпусу фрезы *1* вокруг шаровой опоры *2* и *3* и перемещаться в направлении оси вращения за счет изменения высоты тарельчатых пружин *6*. Помимо этого в механизм входит контрвинт *5* с гайкой *4*, шайба *7*, прокладка *5* и шлицевая муфта *8*, обеспечивающая передачу крутящего момента от шпинделя к корпусу фрезы. Механизм предоставляет фрезе три степени свободы и позволяет исполнительным механизмам придавать фрезе требуемое положение относительно стола станка.

На рис. 9.14 дан чертеж одного из трех одинаковых исполнительных механизмов, который преобразует электрический сигнал отклонения в компенсирующее перемещение диска *9* в одной из трех контролируемых точек. От электродвигателя *1*, закреплен-

Рис. 9.12. Схема управления расстоянием A_Δ

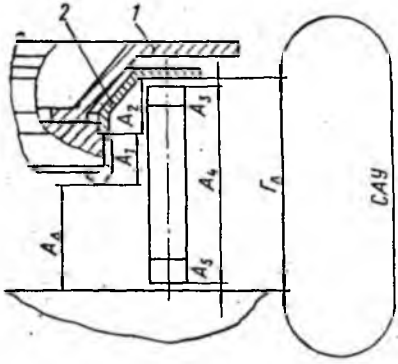
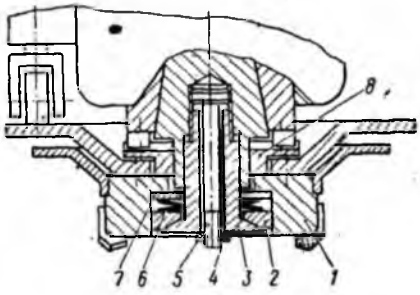


Рис. 9.13. Механизм крепления фрезы к шпинделю



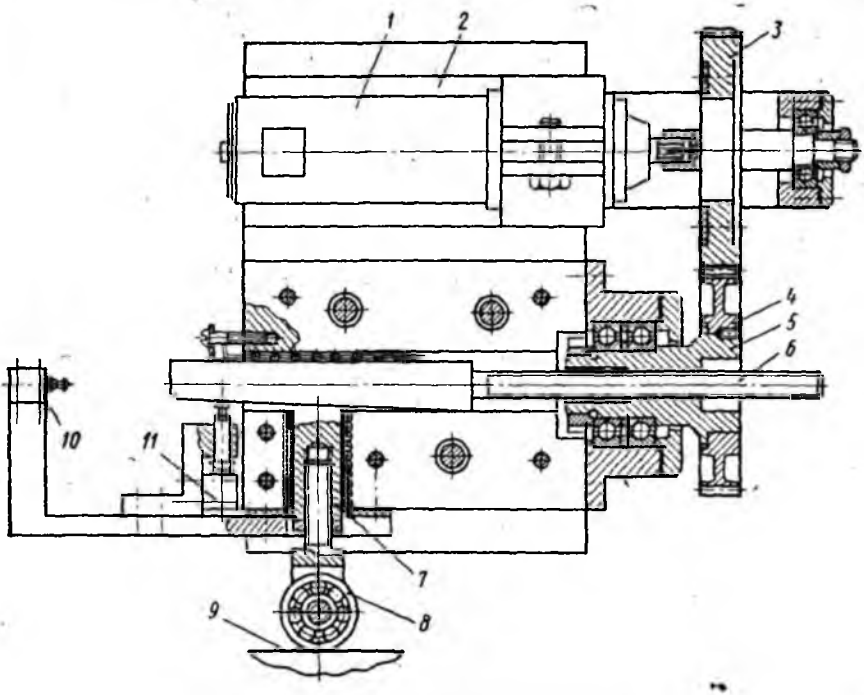


Рис. 9.14. Исполнительный механизм

ного в кронштейне *2*, крутящий момент передается через шестерню *3*, *4* на гайку *5*, которая, вращаясь, перемещает ползун *6*, взаимодействующий с толкателем *7*. Подшипник *8*, установленный в толкателе, соприкасается с диском *9* и перемещает последний до тех пор, пока электрический сигнал в электрическом контуре не будет равен нулю. С целью уменьшения коэффициента трения в исполнительном механизме применены игольчатые подшипники. Конечные выключатели *10* и *11* ограничивают максимально допустимый ход ползуна *6*, а следовательно, и максимальную величину компенсации. Общий вид измерительного устройства и трех исполнительных механизмов представлен на рис. 9.15.

Принципиальная электрическая схема одного канала системы автоматического управления приведена на рис. 9.16. Бесконтактные индуктивные датчики *Д1* и *Д2* контролируют изменения расстояния между диском фрезы и плитой, установленной на столе станка. Напряжение дебаланса подается на первичную обмотку трансформаторов $TP1_1$ и $TP1_2$ электронных усилителей. Пройдя трехкаскадный усилитель, фазовый детектор, усилитель постоянного тока, сигналы дебаланса с нижнего и верхнего датчиков одного канала суммируются на обмотках поляризованного реле РП-5, которое в зависимости от величины и направления суммар-

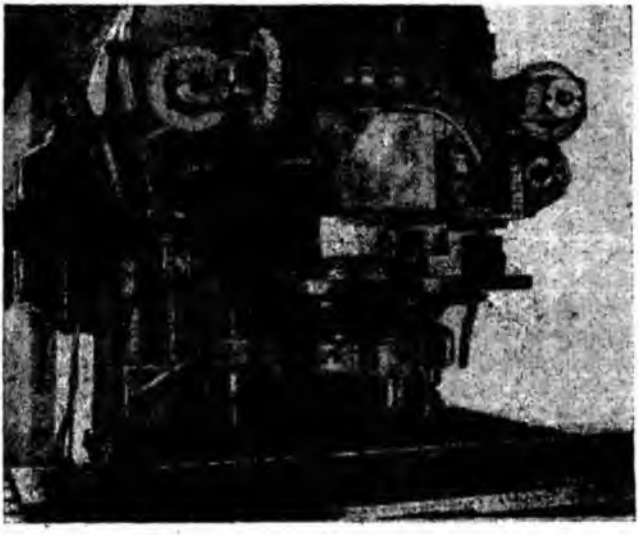


Рис. 9.15. Измерительное устройство и три исполнительных механизма

ного магнитного потока включает через транзисторный ключ требуемое для компенсации направление вращения электродвигателя исполнительного механизма.

При испытании системы детали из чугуна СЧ 21-40 с размерами в плане 90×150 мм обрабатывали фрезой (диаметр 160 мм, число зубьев 16, угол $\varphi = 60°$), оснащенной твердым сплавом ВК-8 при режимах $s = 200$ мм/мин, $v = 159$ м/мин, $t = 1 \div 4$ мм. Профиллограммы рельефа обработанной поверхности детали на вертикально-фрезерном станке, оснащенном САУ, изображены на рис. 9.17. Хотя данные профиллограммы не могут дать полную информацию о точностных показателях всей обработанной поверхности детали, но и по отдельному сечению можно судить о влиянии САУ на точность обработки. Повышение точности обработки на вертикально-фрезерном станке 6А12П, оснащенном САУ, особенно заметно на участках неустановившегося фрезерования.

Результаты измерения рельефа обработанной поверхности детали показывают, что оснащение вертикально-фрезерного станка системой автоматического управления относительным положением фрезы и стола станка сократило поле рассеяния расстояний между точками всей обработанной поверхности детали и установочной технологической базой детали в 2 раза.

В процессе механической обработки деталей с помощью шлейфового осциллографа Н-700 производилась запись изменения относительного положения фрезы и стола станка. На рис. 9.18 изображены осциллограммы изменения относительного положения фрезы

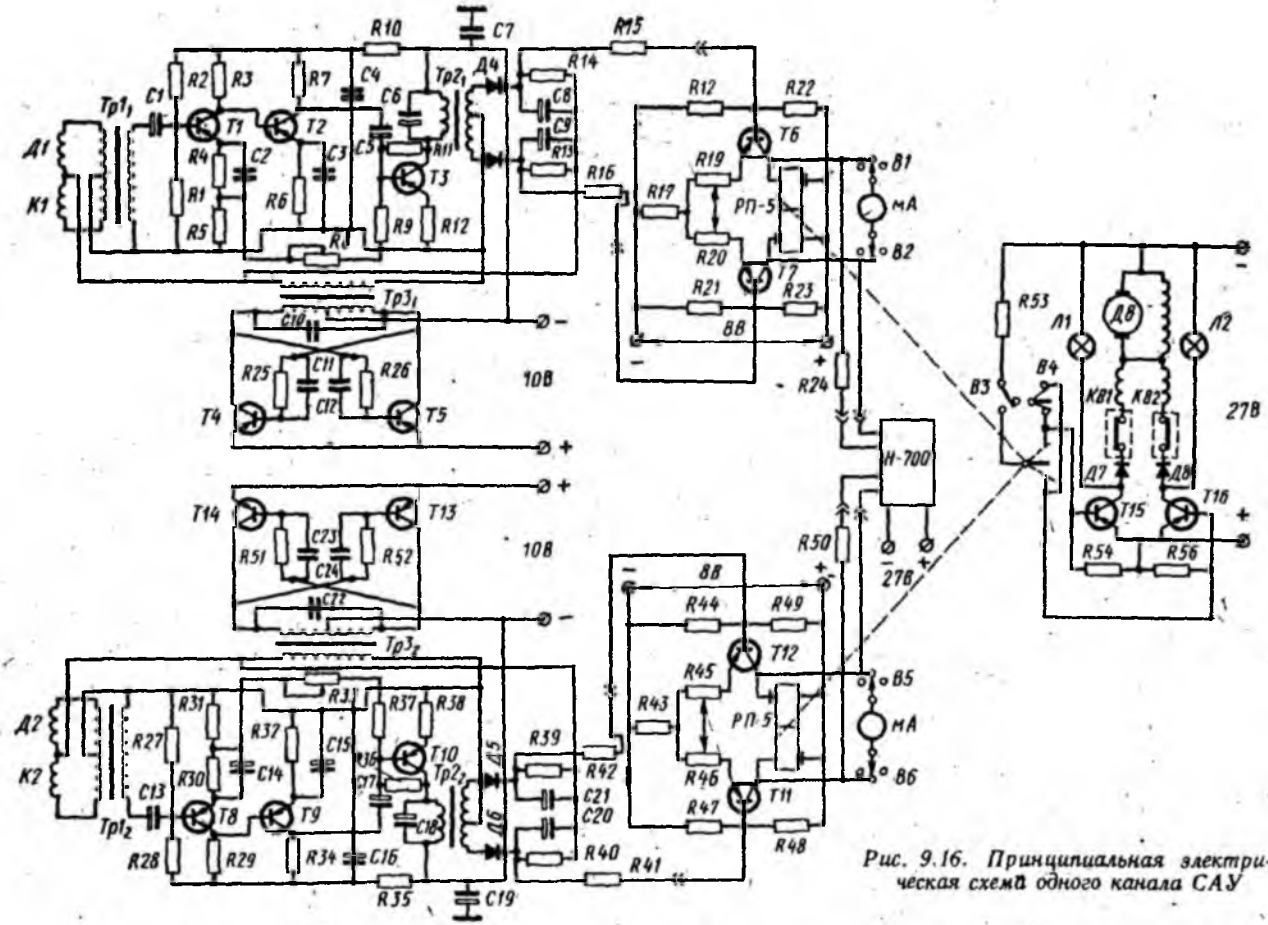


Рис. 9.16. Принципиальная электрическая схема одного канала САУ

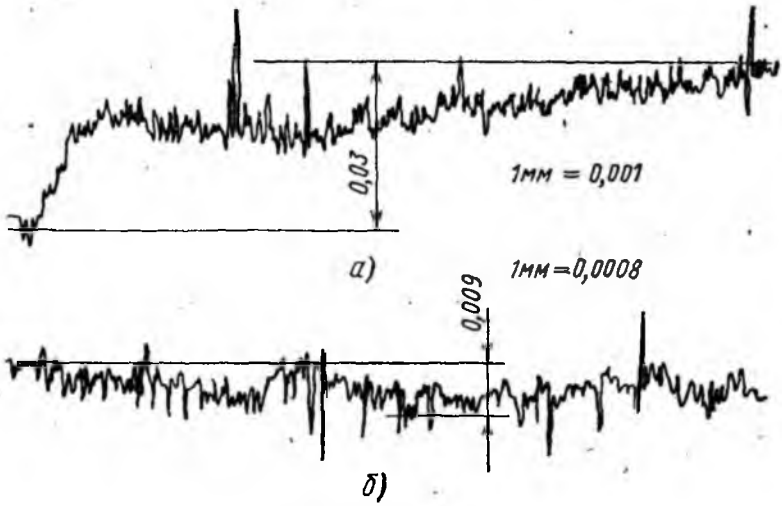
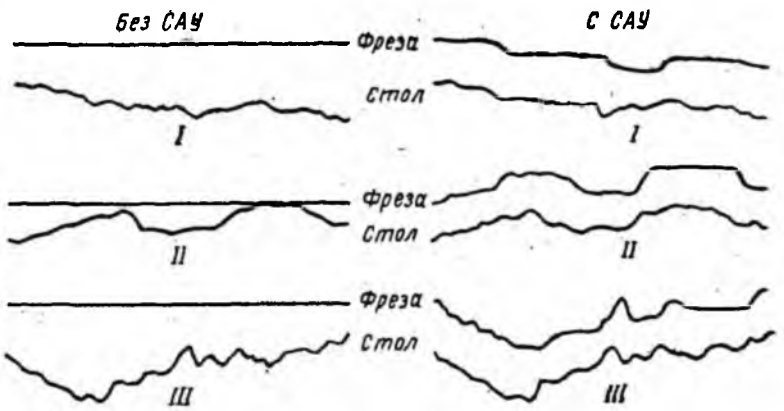


Рис. 9.17. Профилограммы рельефа обработанной поверхности детали: а — без САУ; б — с САУ

и стола в процессе обработки по трем контролируемым каналам, которые наглядно показывают результат работы системы автоматического управления относительным положением фрезы и стола станка. Пространственные изменения положения стола вызывают компенсирующие изменения положения фрезы, следствием чего является постоянство относительного положения фрезы и стола станка в пространстве в любой момент времени.

С целью выявления технологических возможностей станка, оснащенного САУ, был проведен эксперимент по профилированию

Рис. 9.18. Осциллограммы изменения относительного положения фрезы и стола станка в процессе обработки

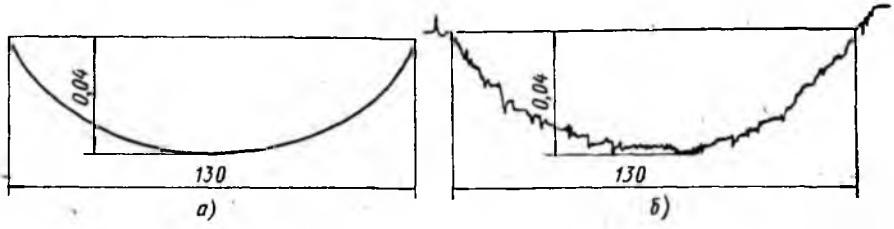


рельефа требуемой формы. Была поставлена задача получить вогнутую поверхность, представляющую собой в продольном сечении параболу второго порядка. В результате запрограммированного изменения относительного положения фрезы и стола станка была получена поверхность, близкая по форме к расчетной (рис. 9.19). Эксперимент подтвердил предположение о возможности применения САУ, ведущей управление процессом обработки детали в пространстве, для получения с высокой точностью поверхности любой формы.

Станок 6А12П, оснащенный системой автоматического управления относительным положением фрезы и стола станка в пространстве, пока является лабораторной установкой. Однако результаты, достигнутые на нем при проведении экспериментов, дают основание утверждать, что оснащение станков подобными системами автоматического управления дает эффект не только в повышении точности обрабатываемых деталей сразу по трем показателям, но и в снижении стоимости самих станков. При оснащении станка САУ в пространстве с него в основном снимаются функции по обеспечению требуемой точности обрабатываемых деталей, и эти функции передаются САУ. Исследования, проведенные на станке 6А12П, способствовали выявлению ряда задач, которые необходимо решить при серийном оснащении станков САУ процессом обработки в пространстве.

Задачи дальнейших исследований в области управления в пространстве процессом обработки. Одной из важных задач, от решения которой зависит успех широкого внедрения в промышленность управления в пространстве точностью процесса обработки деталей, является нахождение такого способа материализации систем координат на базах станка и режущем инструменте, а также устройств для измерения относительного положения координатных систем, которые не загромождали бы зону обработки деталей на станке. Примененный на станке 6А12П механический способ материализации координатных систем и установление связи между ними при помощи бесконтактных индуктивных датчиков пригоден для лабораторных исследований, так как сильно сужает технологические возможности станка.

Рис. 9.19. Получение обработанной поверхности детали заданной формы:
а — теоретическая; б — практическая



Для реализации на станках систем координат и связи между ними могут быть использованы устройства с различной физической основой: электрические, магнитные, радиоактивные, оптические, гравитационные, звуковые и др. Условно их можно подразделить на две группы. К первой группе можно отнести устройства, позволяющие вести наблюдение за положением координатных систем, связанных с режущим инструментом и базами станка с использованием гравитационного и магнитного поля Земли. Вторую группу составляют устройства, требующие для начала отсчета создания искусственной и условно считаемой неподвижной системы координат.

Из устройств первой группы были проанализированы уровни, маятники, магнитные стрелки и гироскопы. Анализ показал, что одним из существенных недостатков уровней, маятников и магнитных стрелок, как средств материализации координатных систем на станках, является их высокая инерционность, не соответствующая требованиям системы автоматического управления. Технические трудности неизбежны и при размещении этих устройств на вращающихся и имеющих возвратно-поступательное движение узлах и деталях станка или режущего инструмента. Более обнадеживающие перспективы представляют гироскопы любого из известных типов: гироскопы с электрическим или магнитным подвесом ротора, жидким ротором, криогенные, вибрационные гироскопы и др. Гироскопы дают возможность уловить изменения в пространстве углового положения режущего инструмента и баз станка с достаточно высокой точностью и скоростью. По литературным данным порог чувствительности гироскопов находится на уровне 0,03 угл. с/с. Для определения линейных перемещений в направлении координатных осей могут быть применены акселерометры. Сочетание гироскопов и акселерометров позволяет следить за изменением всех шести независимых параметров, характеризующих относительное положение режущего инструмента и баз станка.

Примером устройств второй группы могут служить оптические системы, включающие источники света и светочувствительные приемники. В качестве источника света может быть использован лазер, а в качестве приемника — фотодиод. Материализация с их помощью одной из осей системы координат, связанной со столом продольно-фрезерного станка, представляется следующим образом. Лазерный источник света устанавливается вне станка, и его луч направляется параллельно плоскости стола. На столе станка в специальном приспособлении помещается позиционно-чувствительный фотоприемник (ПЧФ). С помощью приспособления ПЧФ выставляется так, чтобы ось лазерного луча попадала в центр фоточувствительной поверхности ПЧФ, о чем свидетельствует отсутствие напряжения на горизонтальных и вертикальных клеммах фотодиода. Любое изменение положения стола станка в пространстве приведет к смещению центра ПЧФ относительно лазер-

ного луча и появлению напряжения на клеммах, пропорционального возникшему смещению. Предпринятая попытка материализовать этим путем систему координат, связанную со столом продольно-фрезерного станка, дала обнадеживающие результаты, несмотря на ряд затруднений, обнаружившихся при этом. Система из лазера и ПЧФ оказалась очень чувствительной к вибрациям станка, температуре и степени запыленности внешней среды. К тому же стоимость приборов такой системы пока еще высокая. Однако затруднения технического и экономического характера не могут служить основанием для исключения лазеров и ПЧФ из средств, пригодных для материализации систем координат на станках.

По схеме, сходной с описанной, для материализации координатных осей на столе станка могут быть применены радиоактивные вещества. Вне станка на месте лазера может быть установлен контейнер с радиоактивным изотопом, излучающим через диафрагму узкий поток частиц параллельно столу станка. На пути потока частиц к детектору, установленному на столе, ставится заслон, частично перекрывающий поток. Этот заслон при изменении положения стола будет снижать или увеличивать интенсивность потока, воспринимаемого детектором. По изменению интенсивности потока частиц можно судить о происходящих изменениях в положении стола станка. Помимо описанных выше, несомненно, имеются и другие средства, при помощи которых возможно материализовать системы координат на базах станка и инструменте и установить наблюдение за их относительным положением. Поиск и разработка таких средств представляет собой актуальную задачу сегодняшнего дня, от решения которой во многом зависит развитие управления в пространстве процессом обработки деталей.

С решением этой задачи тесно связано решение другой, тоже важной задачи: нахождение способа материализации системы координат непосредственно на режущих кромках инструмента. Материализация координатной плоскости на фрезе вертикально-фрезерного станка 6А12П при помощи диска не позволила установить наблюдение за всеми составляющими звеньями размерной цепи системы СПИД. Ряд звеньев, таких, как размеры зубьев и корпуса фрезы, остались не охваченными системой измерения, вследствие чего возникающие на них в процессе обработки детали отклонения остаются не скомпенсированными САУ и переносятся на обрабатываемую деталь. О задаче, касающейся материализации координатных плоскостей непосредственно на режущих кромках или даже вершинах режущего инструмента, мало сказать, что это сложная задача. Сейчас даже трудно представить подступы к ее решению. Однако те новые возможности повышения сразу трех показателей точности обрабатываемых деталей, которые открывает автоматическое управление непосредственно размером самого замыкающего звена размерной цепи системы СПИД,

заставляют искать пути решения этой задачи. Такие пути, несомненно, существуют и будут найдены.

Оснащение станков системами автоматического управления вносит существенные изменения в представление о системе СПИД. Если в обычном станке система СПИД включает в себя станок, приспособление, инструмент и обрабатываемую деталь, то при оснащении станка САУ система управления становится неотъемлемой частью системы СПИД. Более того, материализация координатных систем на базирующих элементах приспособления и режущем инструменте во многом исключает участие станка и приспособления в достижении точности детали. Функции достижения точности обрабатываемой детали передаются системе автоматического управления относительным положением режущего инструмента и базирующих элементов приспособления. Например, материализация координатных плоскостей на станке 6А12П описанным выше способом привела к тому, что станок стал выполнять лишь роль привода фрезы, так как шарнирная подвеска фрезы к шпинделю с упором в тарельчатые пружины сделала положение фрезы не зависимым от самого станка. Функции обеспечения требуемого положения фрезы во время обработки были переданы САУ.

Новые свойства станков, которые они приобретают в связи с оснащением САУ, подлежат тщательнейшему изучению. Даже самые совершенные САУ небезупречны. Поскольку на станке с САУ достижение точности детали в основном возлагается на систему автоматического управления, то ее собственная точность становится решающим фактором. Поэтому исследование погрешностей самих систем автоматического управления и путей их сокращения представляет собой следующую важную задачу.

Процесс управления относительным положением режущего инструмента и баз станка осуществляется через ряд связей и преобразование этих связей. Обнаруженное датчиком измерительного устройства перемещение преобразуется в электрический сигнал, который проходит по каналам системы, усиливается, сопоставляется с уставкой, преобразуется в механическое движение звеньев исполнительного механизма. Измерение перемещения, его преобразование в электрический сигнал и т. д. вплоть до компенсации возникающего перемещения проходит с какими-то отклонениями. К тому же между измерением перемещения и его компенсацией неизбежен сдвиг во времени. Все это отражается на точности обрабатываемой детали.

Для того чтобы отчетливо представлять процесс возникновения погрешностей в работе системы автоматического управления, необходимо провести глубокий анализ всех этапов перехода от размерных связей к электрическим, от них к механическим и снова к размерным, не упуская их вида временных связей. Результатом такого анализа должно быть математическое описание процесса преобразования связей в САУ, которое не только дает возмож-

ность оценить точностные возможности САУ на существующем уровне развития науки и техники, но и разработать методику проектирования САУ требуемой точности, исходя из требований, предъявленных к точности деталей, подлежащих обработке на станке.

Представление о точностных возможностях САУ должно определить область их практического применения и указать направление дальнейшего развития станкостроения. Если окажется, что при помощи систем автоматического управления достижение высокой точности деталей по всем показателям более экономично, чем достижение той же точности за счет повышения требований к геометрической точности станков, то следует идти по пути оснащения этих станков САУ, переводя их тем самым на уровень прецизионных станков. Если такой путь в настоящее время не сулит выгод, что мало вероятно, то исследование должно указать, как и где получить выгоду от применения САУ.

Разработка методики проектирования САУ требуемой точности важна тем, что она даст в руки проектантов ключ к определению требуемой точности элементов САУ, исходя из ее служебного назначения, и за счет этого сократит сроки отладки и ввода системы в действие, повысит надежность работы системы и ее экономичность. Наличие такой методики особо важно для проектирования систем автоматического управления, осуществляющих управление процессом обработки деталей в пространстве, поскольку такие системы, как правило, многомерные, и согласование работы отдельных контуров может быть достигнуто только на основе идентичности требований к качеству элементов, составляющих каждый контур.

Таковы задачи, определившиеся в результате исследований возможностей управления в пространстве процессом обработки деталей на станках. Переход к управлению в пространстве является новым этапом в исследовательских работах по автоматизации процесса управления точностью обработки.

9.2. ПОВЫШЕНИЕ ТОЧНОСТИ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ ТИПА ТЕЛ ВРАЩЕНИЯ ПУТЕМ УПРАВЛЕНИЯ ОТНОСИТЕЛЬНЫМ ДВИЖЕНИЕМ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ БАЗ ДЕТАЛИ И РЕЖУЩИХ КРОМОК ИНСТРУМЕНТА

Управление процессом обработки детали посредством различного рода корректирующих устройств и систем активного контроля позволило повысить точность обработки главным образом за счет сокращения влияния постоянных и изменяющихся во времени систематических факторов. Это выдвинуло в качестве первоочередной задачи в решении проблемы повышения точности обработки задачу сокращения влияния случайных факторов и в первую оче-

редь таких доминирующих факторов, как колебание припуска и твердости материала заготовки, изменение режущей способности инструмента. Задача эта была успешно решена методом управления упругими перемещениями системы СПИД, впервые предложенным заслуженным деятелем науки и техники РСФСР, д-ром техн. наук проф. Б. С. Балакшиным.

Были разработаны различные способы повышения точности обработки путем управления упругими перемещениями. Все эти способы были осуществлены на различных типах металлорежущих станков посредством разработанных систем автоматического управления упругими перемещениями. Как показывает анализ технологических задач изготовления деталей, в одних случаях требуется повышать точность одновременно по всем показателям, таким, как точность размера, относительных поворотов и геометрической формы поверхностей детали, в других — по отдельным показателям. Разработанные способы повышения точности деталей не решают задачу увеличения точности относительных поворотов и увеличения точности одновременно по всем показателям. Поэтому одной из важнейших задач дальнейшего повышения точности управления является решение задачи повышения точности обработки одновременно по всем показателям и повышение точности относительных поворотов.

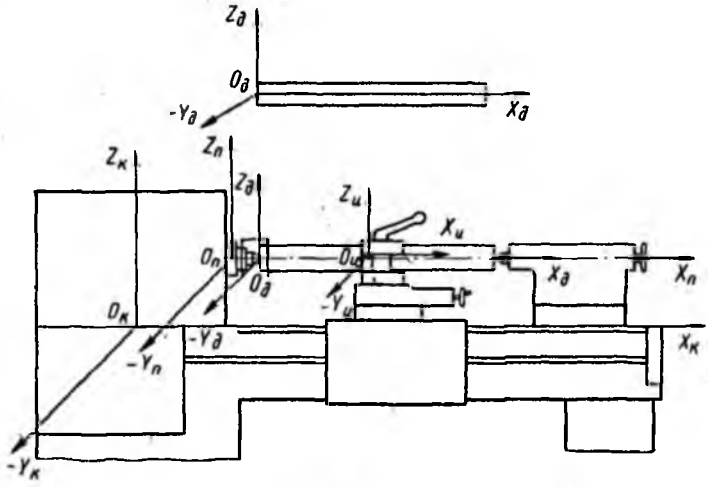
В то же время по мере сокращения влияния упругих перемещений на точность обработки на роль доминирующих факторов стали выдвигать температурные деформации, геометрическую неточность станка, износ звеньев системы СПИД. Ранее посредством различных способов и средств подавлялось и уменьшалось систематическое влияние перечисленных факторов на точность обработки. Так, например, в случае износа направляющих станины станка определялась систематическая составляющая погрешности обработки от действия этого фактора. На основании измерения этой погрешности рассчитывалась программа и вводилась в систему точностной поднастройки системы СПИД. Однако при этом не учитывалась случайная составляющая погрешности, порождаемая действием этого фактора, не учитывались и такие погрешности, как неточность вращения шпинделя и др. Аналогичную картину можно наблюдать и в сокращении влияния температурных деформаций, износа звеньев системы СПИД (не только режущего инструмента). Если ранее эти факторы в ряде случаев не оказывали существенного влияния на точность обработки, то в условиях совместного действия систем активного контроля и управления упругими перемещениями они становятся одной из главных причин, порождающих оставшуюся часть погрешности обработки. Поэтому другой задачей дальнейшего повышения точности обработки деталей является поиск путей, позволяющих сокращать совокупное влияние указанных факторов.

Исследование механизма образования погрешностей обработки показало, что подавляющее большинство факторов, действующих

во время обработки детали, оказывает влияние на температурные деформации, геометрическую неточность станка и износ звеньев системы СПИД, которые, в свою очередь, через погрешности установки детали и настройки системы СПИД нарушают заданное относительное движение технологических баз детали и режущих кромок инструмента, что в итоге приводит к погрешности обработки. Следовательно, управляя отклонениями относительного движения технологических баз детали и режущих кромок инструмента, можно компенсировать одновременно влияние упругих перемещений, температурных деформаций, геометрической неточности станка и износа звеньев системы СПИД на точность обработки. Ниже приведено теоретическое исследование возможности повышения точности обработки путем управления отклонениями параметров относительного движения технологических баз детали и режущих кромок инструмента.

Воспользуемся для исследования уравнениями относительного движения технологических баз детали и вершины режущего инструмента, выведенными в разд. 1.2 для обобщенной кинематической схемы, охватывающей большинство кинематических схем обработки деталей типа тел вращения на токарных, расточных, шлифовальных и других станках. Для вывода уравнений относительного движения воспользовались координатными системами $\Sigma_д$, $\Sigma_п$, $\Sigma_к$, $\Sigma_и$. На примере токарного станка (рис. 9.20) показано, каким образом расположены эти координатные системы. Система $\Sigma_д$ проведена через технологические базы станка, координатная система $\Sigma_п$ проведена через исполнительные поверхности станка, по которым устанавливается деталь или приспособление, $\Sigma_к$ — через направляющие станины и $\Sigma_и$ — через режущий инструмент.

Рис. 9.20. Схема расположения координатных систем



Как было установлено, все отклонения параметров относительного движения проявляются на точности поперечного сечения детали через отклонение радиуса-вектора детали ($\bar{r}'_д$), который, как известно, равен векторной сумме радиусов-векторов установки ($\bar{r}'_у$) и настройки ($\bar{r}'_н$):

$$\bar{r}'_д = \bar{r}'_у + \bar{r}'_н.$$

Из этого равенства следует, что управлять относительным движением технологических баз детали и режущих кромок инструмента можно двумя путями: через поддержание в заданных пределах отклонений непосредственно радиуса-вектора $\bar{r}'_д$ или через поддержание отклонений в заданных пределах одновременно радиусов-векторов $\bar{r}'_у$ и $\bar{r}'_н$. Выбор пути управления определяется задачей повышений точности детали, условиями обработки.

Повышение одновременно точности размера, относительных поворотов и геометрической формы детали. Чтобы одновременно повысить точность обработки по всем показателям, необходимо в процессе обработки управлять радиусом-вектором $\bar{r}'_д$ детали в каждой точке ее поверхности.

Величина $\bar{r}'_д$ подсчитывается из уравнения

$$(r'_д)^2 = (r'_у)^2 + (r'_н)^2 + 2r'_у r'_н \cos(\widehat{\bar{r}'_у \bar{r}'_н})$$

или

$$(r'_д)^2 = (r'_у)^2 + (r'_н)^2 + 2r'_у r'_н \cos\varphi_r, \qquad (9.11)$$

откуда следует, что управлять величиной $r'_д$ можно посредством изменения $r'_у$, $r'_н$ угла φ_r между ними и комбинацией этих слагаемых.

Рассмотрим способы управления радиусом-вектором $\bar{r}'_д$. На рис. 9.21 показана схема расположения радиусов-векторов в системе $\Sigma_д$ в начальный момент обработки согласно кинематической схеме, приведенной в разд. 1.2. Последнее означает, что обработка детали в плоскости ее поперечного сечения осуществляется вращением координатной системы $\Sigma_п$. Для анализа способов внесения поправки в $\bar{r}'_д$ удобнее ориентацию векторов $\bar{r}'_у$ и $\bar{r}'_н$ рассматривать в системе $\Sigma_п$. С этой целью условимся, что координатная система $\Sigma_д$ расположена в пространстве параллельно системе $\Sigma_п$. Тогда, как показано на рис. 9.22, направление радиуса-вектора установки $\bar{r}'_у$ будет определяться углом $\beta_{у.п}$, а радиуса-вектора настройки $\bar{r}'_н$ — углом $\beta_{н.п}$. При вращении вокруг точки $O_п$ системы $\Sigma_п$ и жестко с ней связанной системы $\Sigma_д$ направление вектора $\bar{r}'_н$ в системе $\Sigma_п$ будет непрерывно изменяться, т. е.

$$\beta_{н.п} = \beta_{н.п0} + \varphi,$$

где $\beta_{н.п0}$ — угол, определяющий начальное направление вектора $\bar{r}'_н$.

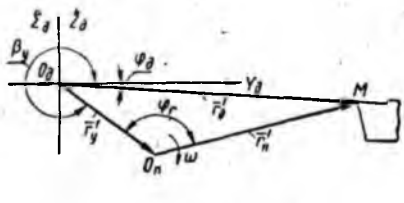


Рис. 9.21. Схема расположения радиусов-векторов $\bar{r}'_д$, $\bar{r}'_н$, $\bar{r}'_у$ в системе координат $\Sigma_д$ детали

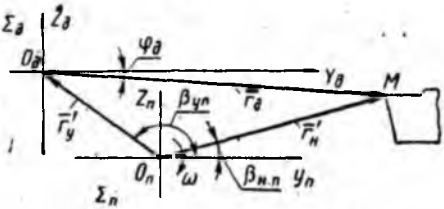


Рис. 9.22. Схема расположения радиусов-векторов $\bar{r}'_д$, $\bar{r}'_н$, $\bar{r}'_у$ в системе координат $\Sigma_п$

Согласно равенству (9.11), поправку в вектор $\bar{r}'_д$ можно вносить посредством изменения вектора установки $\bar{r}'_у$ и вектора настройки $\bar{r}'_н$. Рассмотрим каждый из этих способов.

1. Внесение поправки путем изменения вектора $\bar{r}'_у$.

При вращении системы $\Sigma_п$ и жестко с ней связанной системы $\Sigma_д$ будет изменяться угол φ_r между векторами $\bar{r}'_у$ и $\bar{r}'_н$, равный $\beta_{н.п}-\beta_{у.п}$. Поскольку в равенство (9.11) входит $\cos\varphi_r$, то в результате вращения $\Sigma_п$ и $\Sigma_д$ при $\bar{r}'_у \neq 0$ будет изменяться величина модуля радиуса-вектора детали $\bar{r}'_д$. Кроме того, будет изменяться и его направление. На рис. 9.23 показана схема расположения векторов при повороте системы $\Sigma_п$ и $\Sigma_д$ на угол φ, из которой видно, что вектор $\bar{r}'_д$ изменился как по величине, так и направлению по сравнению с $\bar{r}'_д$ на рис. 9.22. Изменение направления вектора $\bar{r}'_д$ в зависимости от угла поворота φ системы $\Sigma_п$ можно подсчитать по формуле

$$\operatorname{tg}\varphi_д = \frac{r'_н \sin(\beta_{н.п}) + r'_д \sin(\beta_{у.п})}{r'_н \cos(\beta_{н.п}) + r'_у \cos(\beta_{у.п})},$$

где

$$\text{при } O_д X_д \parallel O_п X_п \begin{cases} \beta_{н.п} = \beta_{н.п\,0}; \\ \beta_{у.п} = \beta_{у.п\,0} + \varphi. \end{cases}$$

Если будем изменять угол $\beta_{у.п}$, определяющий направление радиуса-вектора установки $\bar{r}'_у$ в системе координат $\Sigma_п$, то, как видно из рис. 9.24, вектор $\bar{r}'_д$ будет изменяться как по величине, так и по направлению. Исследуем возможность внесения поправки в вектор $\bar{r}'_д$ путем изменения направления вектора установки $\bar{r}'_у$. Допустим, что в рассматриваемом поперечном сечении детали из-за действия тех или иных факторов у вектора $\bar{r}'_{д1}$ с направлением $\varphi_{д1} = 0$ появилось отклонение $\Delta r'_д$, как это показано на рис. 9.25. Чтобы устранить ошибку $\Delta r'_д$ радиуса $\bar{r}'_{д1}$, надо изменять угол $\beta_{у.п}$ до тех пор, пока модуль вектора $\bar{r}'_д$ не изменится на $\Delta r'_д$. Величину

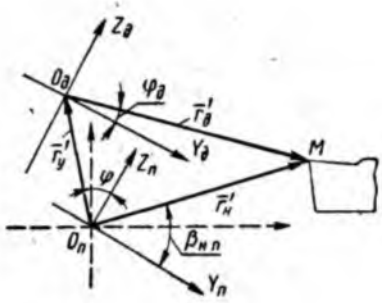


Рис. 9.23. Изменение радиуса-вектора $\bar{r}'_д$ при повороте координатной системы $\Sigma_п$ на угол φ

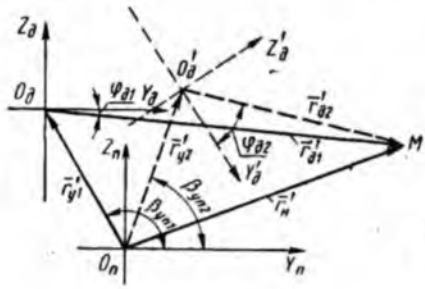


Рис. 9.24. Влияние направления радиуса-вектора $\bar{r}'_д$ на величину и направление радиуса-вектора $\bar{r}'_д$

изменения угла $\beta_{y.п}$ можно определить посредством равенства (9.11), решив его относительно $\cos\varphi_r$, подставляя вместо $r'_д$ величину $r'_{д1} = r'_д + \Delta r'_д$. Найдя величину $\cos\varphi_2$ при $r'_{д1}$, можно найти значение угла φ_r и соответственно угла $\beta_{y.п1}$. Однако равенство (9.11) показывает, что таким путем компенсировать отклонение можно только на величину $\pm r'_y$. Если $\Delta r'_д > 2r'_y$, то посредством изменения направления радиуса-вектора установки скомпенсировать эту погрешность не представляется возможным.

Рассмотрим другую сторону этого способа внесения поправки в $\bar{r}'_д$. Выше отмечалось, что изменение направления радиуса-вектора установки вносит изменение не только в величину, но и в направление радиуса-вектора $\bar{r}'_д$. Объясняется это тем, что изменить угол $\beta_{y.п}$, сохранив при этом величину $\bar{r}'_д$, можно только путем поворота детали (координатной системы $\Sigma_д$) в системе $\Sigma_п$ относительно ее точки $O_п$. В этом случае (см. рис. 9.24) система $\Sigma_д$ окажется повернутой, как если бы она повернулась вместе с системой $\Sigma_п$. Отсюда следует, что поправка посредством изменения направления $\bar{r}'_y$ будет внесена в вектор $\bar{r}'_{дm}$, а не в вектор $\bar{r}'_{д1}$ (см. рис. 9.25), причем во все промежуточные векторы $\bar{r}'_{дi}$, лежащие в секторе $\varphi_{дm}$, также будет внесена соответствующая поправка независимо от того, нужна она или нет. Всё это накладывает ограничения на использование способа внесения поправки в $\bar{r}'_д$ путем изменения направления радиуса-вектора установки.

Рис. 9.25. Внесение поправки в $\bar{r}'_д$



Вносить поправку в $\bar{r}'_д$ можно и посредством изменения модуля радиуса-вектора установки. И в этом случае, как видно из рис. 9.26, радиус-вектор детали $\bar{r}'_д$ будет изме-

няться как по величине в пределах $\bar{r}'_у$, так и по направлению. Подсчитать величину и направление вектора $\bar{r}'_д$, обусловленное изменением модуля вектора установки, можно по следующим формулам:

$$r'_д = \sqrt{(r'_у + \Delta r'_у)^2 + (r'_н)^2 + 2(r'_у + \Delta r'_у) r'_н \cos(\beta_{н.п} - \beta_{у.п})};$$

$$\varphi_д = \operatorname{arctg} \frac{r'_н \sin \beta_{н.п} + (r'_у + \Delta r'_у) \sin \beta_{у.п}}{r'_н \cos \beta_{н.п} + (r'_у + \Delta r'_у) \cos \beta_{у.п}}.$$

Но в отличие от рассмотренного выше способа изменение угла $\varphi_д$ будет незначительным. Последнее обстоятельство увеличивает область использования этого способа по сравнению с предыдущим.

Изменять радиус-вектор установки $\bar{r}'_у$ можно путем внесения поправок в параметры относительного движения. Изменение направления вектора $\bar{r}'_у$ можно осуществлять согласно уравнениям относительного движения посредством изменения одновременно параметров $y_{под}$ и $z_{под}$ или углов $\psi_д$ и $\theta_д$. Поправку в величину вектора установки можно вносить изменением любого из вышеперечисленных параметров.

Выбор того или иного параметра зависит от конкретных условий обработки. Например, требуется устранить погрешность поворота обработанной поверхности относительно технологической оси детали. В этом случае в качестве параметра, изменяющего вектор установки, удобнее использовать соответствующие углы $\psi_д$ или $\theta_д$, так как при этом потребуется лишь один раз на всю обработку внести поправку. Если же для этих условий выбрать $y_{под}$ или $z_{под}$, то потребуется их изменять по мере перемещения режущего инструмента вдоль оси детали. Для сокращения погрешности $\Delta r'_д$, случайно изменяющейся по длине или за оборот, удобнее использовать параметры $y_{под}$, $z_{под}$.

2. Внесение поправки путем изменения вектора $\bar{r}'_н$. Для анализа этого способа внесения поправки вернемся к рис. 9.22, согласно

Рис. 9.26. Влияние величины радиуса-вектора $\bar{r}'_у$ на величину и направление $\bar{r}'_д$

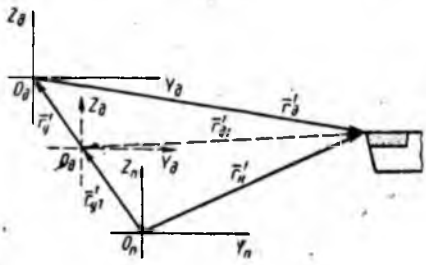
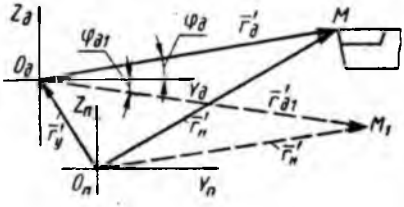


Рис. 9.27. Влияние изменения направления вектора $\bar{r}'_п$ на вектор $\bar{r}'_д$



которому направление вектора $\bar{r}'_н$ в системе координат $\Sigma_п$ непрерывно изменяется в результате ее вращения, т. е.

$$\beta_{н.\,пl} = \beta_{н.\,п\,0} + \varphi_l,$$

где $\beta_{н.\,п0}$ — угол, определяющий начальное положение радиуса-вектора настройки в системе $\Sigma_п$.

Если будем изменять направление вектора $\bar{r}'_н$ (рис. 9.27), то вектор $\bar{r}'_д$ будет меняться как по величине, так и по направлению. Изменение величины вектора $\bar{r}'_д$ в функции угла $\beta_{н.\,п}$:

$$r'_д = \sqrt{(r'_у)^2 + (r'_н)^2 + 2r'_у r'_н \cos(\beta_{н.\,п} - \beta_{у.\,п} + \Delta\beta_{н.\,п})},$$

а изменение направления

$$\varphi'_д = \operatorname{arctg} \frac{r'_н \sin(\beta_{н.\,п} + \Delta\beta_{н.\,п}) + r'_у \sin \beta_{у.\,п}}{r'_н \cos(\beta_{н.\,п} + \Delta\beta_{н.\,п}) + r'_у \cos \beta_{у.\,п}}.$$

Таким образом, и при внесении поправки через изменение направления вектора $\bar{r}'_н$ так же, как и при изменении направления вектора $\bar{r}'_у$, поправка $\Delta r'_д$ будет вноситься не в требуемый радиус-вектор $\bar{r}'_{д1}$ детали, а в $\bar{r}'_{дm}$, направленный под другим углом $(\varphi_{дm})$, и во все промежуточные векторы, расположенные между ними. Поэтому этот способ тоже имеет ограниченную сферу использования.

Внесение поправки в радиус-вектор детали $\bar{r}'_д$ изменением только величины радиуса настройки тоже влияет как на величину, так и на направление вектора $\bar{r}'_д$ (рис. 9.28). Подсчитать величину и направление вектора $\bar{r}'_д$ можно посредством следующих формул:

$$r'_д = \sqrt{(r'_у)^2 + (r'_н + \Delta r'_н)^2 + 2r'_у (r'_н + \Delta r'_н) \cos(\beta_{н.\,п} - \beta_{у.\,п})};$$

$$\varphi'_д = \operatorname{arctg} \frac{(r'_н + \Delta r'_н) \sin \beta_{н.\,п} + r'_у \sin \beta_{у.\,п}}{(r'_н + \Delta r'_н) \cos \beta_{н.\,п} + r'_у \cos \beta_{у.\,п}}.$$

Но в отличие от рассмотренного выше способа направление вектора $\bar{r}'_д$ изменяется незначительно. Поэтому в ряде случаев этим обстоятельством можно пренебречь.

На рис. 9.29 в качестве примера показана блок-схема одного из вариантов управления радиусом-вектором детали посредством изменения радиуса-вектора $r'_н$ при обработке детали типа вала. Во время обработки детали осуществляется измерение величины $r'_д$. Направление вектора $\bar{r}'_д$ в системе $\Sigma_д$ не контролируется, так как у детали во всех направлениях величина $r'_д$ должна быть одинаковой. Измеренная величина сравнивается с заданной и полученное рассогласование поступает в исполнительное устройство, которое изменяет расстояние между осью вращения шпинделя и режущим инструментом (т. е. изменяет $r'_н$) на величину $\Delta r'_н$, равную $\Delta r'_д$, в направлении, противоположном отклонению $\Delta r'_д$.

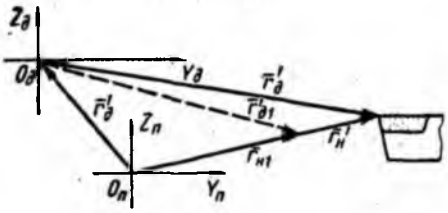


Рис. 9.28. Влияние изменения модуля вектора $\bar{r}'_н$ на вектор $\bar{r}'_д$

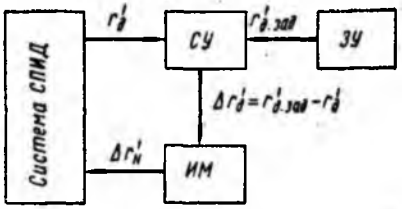


Рис. 9.29. Блок-схема управления $\bar{r}'_д$ путем изменения радиуса-вектора настройки

Реализация этой системы управления требует решения вопроса измерения величины $\bar{r}'_д$, так как внесение поправки может быть осуществлено известными способами. Вопрос измерения $\bar{r}'_д$ был разработан для токарной обработки валов в центрах. Задача была решена для обработки «жестких и нежестких» валов. Под «жесткими» валами будем считать валы с отношением длины вала к диаметральному размеру не более 6. Согласно теории размерных цепей, величина замыкающего звена $r'_д$ равна алгебраической сумме составляющих звеньев размерной цепи. Отсюда следует, что для косвенного измерения величины $r'_д$ надо измерять величины всех составляющих звеньев. Поскольку размерная цепь технологической системы обычно содержит значительное число составляющих звеньев, то измерение каждого из них в итоге значительно усложняет техническое решение задачи и, что самое главное, потенциально грозит большой ошибкой измерения. Поэтому надо измерять отдельно положение технологической оси детали и вершины резца относительно независимой системы отсчета и по результатам измерений пересчетом находить расстояние между ними в обрабатываемом поперечном сечении. Поскольку относительные перемещения резца и детали в перпендикулярном направлении к радиусу практически не сказываются на точности обработки, было решено измерять расстояние между ними лишь в горизонтальной плоскости. Так как измерять в зоне обработки не удается, то положение технологической оси было решено измерять через измерение перемещений ее крайних сечений, а перемещение вершины резца через перемещение суппорта с последующим пересчетом результатов измерения. В этом случае не удается определять непосредственно размерный износ резца и его необходимо учитывать другими известными способами.

Предложенный способ измерения был реализован на токарном станке 1А62 следующим образом. По краям детали после ее установки на станок были проточены на малых режимах контрольные шейки, погрешность формы в поперечном сечении которых, как показали измерения, не превышала после обработки 2 мкм. Во время обработки детали датчики, установленные на станке

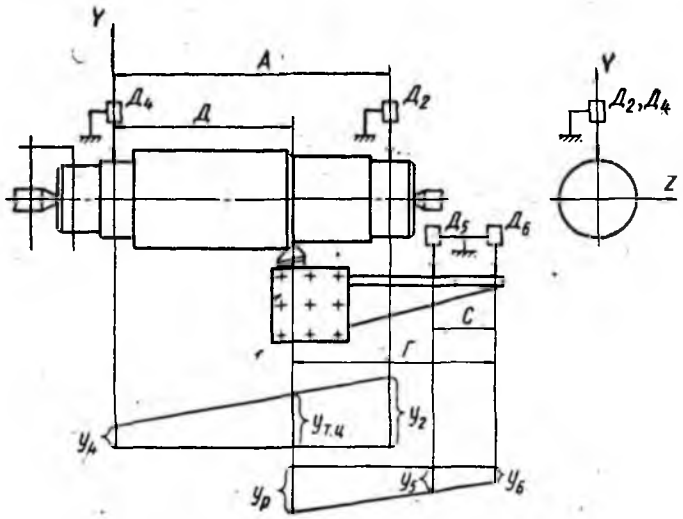


Рис. 9.30. Схема контроля расстояния между технологической осью детали и вершиной резца

(рис. 9.30), контролируют перемещения контрольных шеек в горизонтальном направлении.

Тогда

$$y_{т.ц} = y_4 + \frac{D}{A}(y_2 - y_4) \text{ при } y_2 > y_4;$$

$$y_{т.ц} = y_2 + \frac{A - D}{A}(y_4 - y_2) \text{ при } y_2 < y_4,$$

где $y_{т.ц}$ — перемещение технологического центра детали в обрабатываемом сечении;

y_4, y_2 — перемещения контрольных шеек детали, измеряемые соответственно датчиками № 2 и 4;

D — расстояние между датчиком № 4 и обрабатываемым сечением по оси X;

A — расстояние между датчиком № 4 и датчиком № 2 по оси X.

Можно рассчитать перемещение технологического центра детали в обрабатываемом поперечном сечении.

Для измерения перемещения вершины резца в направлении оси Y в резцедержатель суппорта была установлена линейка, перемещения которой в направлении оси Y измерялись двумя датчиками № 5 и 6, установленными на расстоянии C. Тогда перемещение резца вдоль оси Y

$$y_р = y_6 + \frac{Г}{C}(y_5 - y_6) \text{ при } y_5 > y_6;$$

$$y_р = y_6 - \frac{Г - C}{C}(y_6 - y_5) \text{ при } y_6 - y_5,$$

где $y_р$ — перемещение вершины резца по оси Y;

y_5, y_6 — перемещения линейки, контролируемые датчиками № 5 и 6;

$Г$ — расстояние между датчиком № 6 и вершиной резца по оси X;

$С$ — расстояние между датчиками № 5 и 6.

Таким образом, измерив перед началом обработки расстояние между технологическим центром детали и вершиной режущего инструмента и затем отклонения технологического центра детали и вершины резца во время обработки, можно рассчитать ошибку $\Delta r_д$ в направлении оси Y. Была произведена проверка этой схемы измерения в процессе обработки детали на станке. Обрабатывали заготовки со ступенчатым припуском. В процессе обработки измеряли перемещения детали и суппорта (описание стенда для экспериментального исследования приведено в разд. 2.3) в соответствии с приведенными схемами измерения и затем путем пересчета определяли погрешность детали в поперечном сечении. На рис. 9.31 приведены погрешности (ΔD) детали, измеренные и рассчитанные. Как следует из графиков, эти погрешности весьма близки. При обработке «нежестких» валов большую погрешность вносят собственные деформации вала. Нетрудно заметить, что рассмотренная выше схема измерения не контролирует прогиб вала.

До сих пор в системах автоматического управления упругими перемещениями учитывалась только систематическая составляющая погрешности, обусловленная прогибом обрабатываемой детали. Для этого сначала обрабатывают одну деталь с постоянной силой резания или ее составляющей и по результатам измерения рассчитывают программу изменения заданного значения упругого перемещения. Такой способ учета прогиба вала позволил резко увеличить точность и производительность обработки «нежестких« валов и валов средней жесткости.

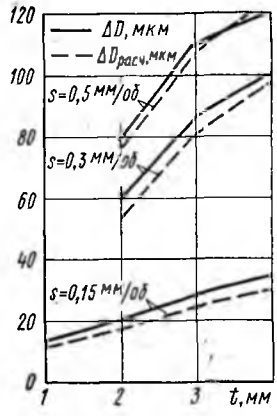


Рис. 9.31. Графики расчетных и экспериментальных значений отклонения расстояния между технологической осью детали и вершиной резца

Однако реализация этого способа связана с дополнительными затратами времени на измерение, расчет и составление программы. Кроме того, не учитывается случайная составляющая погрешности, обусловленная разбросом физико-механических свойств материала, неточностью поддержания заданного значения силы при обработке первой детали, погрешностью измерений и др. Поэтому было решено контролировать величину прогиба в процессе обработки. Анализ известного способа измерения прогиба вала, используемого обычно при статическом

нагружении, когда одновременно измеряют перемещения концов детали и сечения, в котором требуется определить прогиб, а затем пересчетом находят величину прогиба, оказался неприемлемым из-за низкой точности измерения, обусловленной погрешностями геометрической формы заготовки, ее биением и трудностями осуществления измерений во время обработки.

В связи с изложенным разработан новый способ, в основу которого была положена функциональная связь между прогибом $f_д$ и углом поворота θ торца вала, вызванного деформацией последнего. Если известна зависимость $f_д = f(\theta)$, то, измеряя в процессе обработки угол θ, можно путем пересчета определить величину прогиба вала. В табл. 9.5 приведены расчетные значения прогибов и углов поворота торца гладкого вала различных значений длин и диаметров, нагруженного поперечной силой $P = 9800$ Н (100 кгс), приложенной в среднем сечении. Поскольку угол можно измерять через tg θ, то приведенные в таблице значения показывают возможность посредством известных средств определять прогиб, равный 0,01 мм и менее, что вполне достаточно при обработке деталей средних диаметральных размеров по 2-му классу точности. Одним из главных преимуществ предложенного способа является возможность определения величины прогиба детали вне зоны резания.

Таблица 9.5

d в мм	$L = 500$ мм		$L = 1000$ мм		d в мм	$L = 500$ мм		$L = 1000$ мм	
	$f_д$ в мм	θ в °	$f_д$ в мм	θ в °		$f_д$ в мм	θ в °	$f_д$ в мм	θ в °
20	1,63	0,56	—	—	70	0,0108	0,0037	0,0870	0,015
30	0,323	0,108	2,580	0,435	80	0,0061	0,0018	0,0510	0,074
40	0,102	0,035	0,785	0,140	90	0,0040	0,0014	0,0320	0,0056
50	0,0417	0,014	0,3340	0,057	100	0,0026	0,0009	0,0209	0,0036
60	0,0201	0,0069	0,1620	0,027					

Анализ зависимостей между $f_д$ и θ показывает, что отношение $f_д/\theta$ есть функция трех аргументов, т. е.

$$\frac{f_д}{\theta} = f(L, d, x), \qquad (9.12)$$

где L — длина детали;

x — координата поперечного сечения детали, в котором измеряется прогиб.

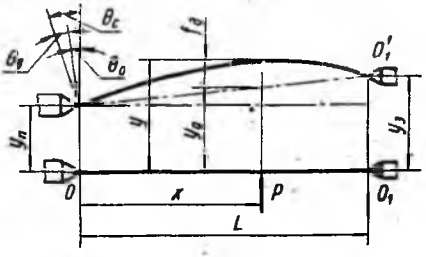
Следовательно, при таком способе измерения на погрешность измерения прогиба не сказываются такие величины, как P, E, J (сила, модуль упругости, момент инерции). Вид правой части функциональной зависимости определяется характером изменения величины диаметрального размера по длине детали. Поскольку

на практике очень часто приходится сталкиваться с обработкой ступенчатых валов, были рассмотрены и установлены функциональные зависимости (9.12) для валов этой группы.

Анализ полученных зависимостей показал, что они изменяются при изменении количества ступеней и соотношения длин и диаметров ступеней вала. Если при измерении есть возможность использовать вычислительную технику, то по выведенным зависимостям, зная текущее значение угла поворота торца вала, не представляет труда рассчитывать в каждый момент времени величину прогиба вала. Если вычислительная техника отсутствует, то необходимо в измерительное устройство закладывать функцию $\frac{f_д}{\theta} = f(L, d, x)$ в виде программы. Однако неудобство в этом случае заключается в необходимости менять программу при каждом изменении количества ступеней и соотношений длин и диаметров. При этом число вариантов программ будет большим. Для упрощения вычислительной части измерительного устройства было решено аппроксимировать функцию $\frac{f_д}{\theta} = f(L, d, x)$, определив экспериментальным путем несколько функций $\frac{f_д}{\theta} = f(L, d, x)$, обеспечивающих достаточную точность измерения прогиба и удовлетворяющих всем потребностям практики данного производства. Число значений функций определяется конкретными условиями производства и в первую очередь номенклатурой обрабатываемых валов.

Каждая из зависимостей $\frac{f_д}{\theta} = f(L, d, x)$ может быть применена для некоторой области изменений числа ступеней и соотношений длин и диаметров, где ошибка, вызванная аппроксимацией функции, не превышает допустимого значения. Установив требуемое число функций $\frac{f_д}{\theta} = f(L, d, x)$, их можно запрограммировать в виде копиров и по необходимости устанавливать в программное устройство перед обработкой. Экспериментальные при зависимости, полученные в результате статического нагружения вала, установленного в центрах токарного станка сопоставлении аналитическими с зависимостями оказались весьма близки.

Рис. 9.32. Схема определения угла поворота торца детали, вызванного ее прогибом



Рассмотрим разработанное измерительное устройство, реализующее предложенный способ определения величины прогиба вала, обрабатываемого на токарном станке. Измерять величину угла поворота торца вала, обусловленную прогибом

вала, можно непосредственно, приняв за измерительную базу линию центров станка. Однако такое решение неудобно по конструктивным соображениям. Более приемлемым для практики представляется определять угол поворота торца вала (рис. 9.32)

$$\theta_в = \theta_с - \theta_0,$$

где $\theta_с$ — суммарный угол поворота торца вала, обусловленный прогибом вала и поворотом его оси;

θ_0 — угол поворота оси вала.

В свою очередь,

$$\operatorname{tg}\theta_в = \frac{y_з - y_п}{L - l},$$

где $y_з$, $y_п$ — перемещения вдоль оси Y переднего и заднего центров станка.

Поскольку величина θ_0 незначительна, можно принять равенство $\operatorname{tg}\theta_0 = \theta_0$, тогда

$$\theta_в = \theta_с = \frac{y_з - y_п}{L}.$$

На рис. 9.33 показана принципиальная схема измерительного устройства, состоящего из плавающего центра, четырех датчиков, усилителя, фильтра, датчика положения, вычислительного и записывающего устройства. Датчики *Д1* и *Д2* выдают информацию для расчета угла поворота оси вала, а датчики *Д3* и *Д4* — информацию для определения угла поворота торца вала относительно станины. Плавающий поводковый центр содержит хвостовик *1*, собственно центр *2*, пружину *3*, гайку *4*, винт *5*, поводок *6*, диск *7*, шарики *8* и крышку *9* и шайбу *10*. Диск *7* жестко связан с поводком *6*. Поводок *6* соединен с собственно центром *2* посредством двух пар шариков, расположенных в двух взаимно перпендикулярных направлениях, что позволяет поводку самоустанавливаться по торцу обрабатываемой детали.

Работает устройство следующим образом. При установке вала в центры станка под действием осевой силы, создаваемой перемещением пиноли задней бабки, зубцы поводка внедряются в торец вала. Поскольку диск *7* жестко связан с поводком *6*, то он займет определенное положение по отношению к торцу вала, неизменное на протяжении всей обработки. В общем случае торец вала будет не перпендикулярен к оси вращения детали, поэтому при установке детали в центры станка диск расположится под каким-то углом θ', который будет зафиксирован датчиками *Д1* и *Д2*. Однако во время обработки вследствие вращения вала угловое положение диска относительно датчиков *Д1* и *Д2* будет изменяться с частотой, соответствующей частоте вращения вала. Так как поворот диска из-за неперпендикулярности торца вала к оси его вращения может внести погрешность в измерение прогиба вала, то для исключения этой погрешности в устройстве

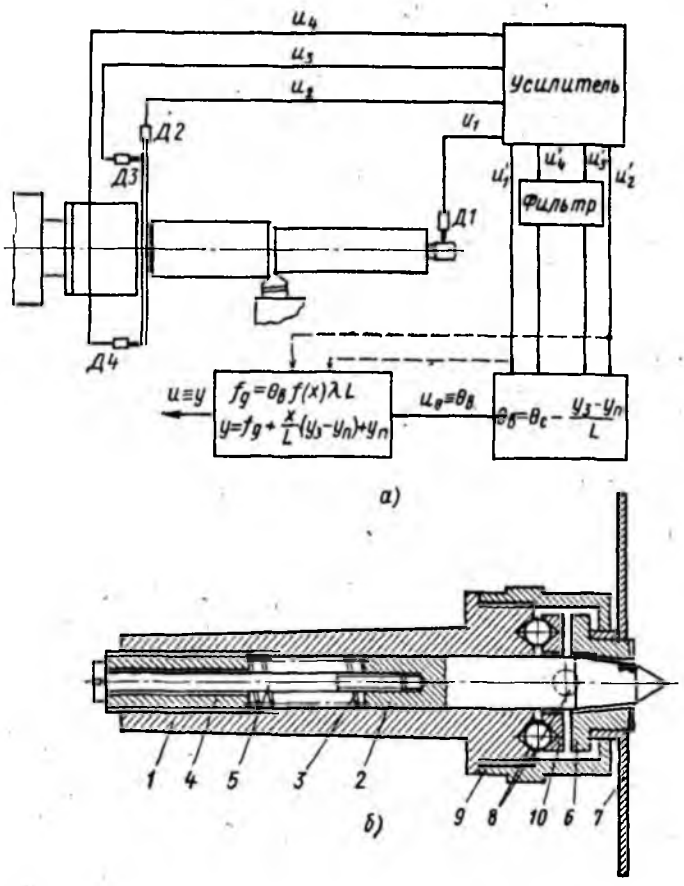


Рис. 9.33. Устройство для контроля величины прогиба вала в процессе обработки:
а — принципиальная схема; *б* — плавающий центр

предусмотрен фильтр, который отсекает на выходе измерительного устройства электрический сигнал (пропорциональный углу поворота торца вала), изменяющийся с частотой, соответствующей скорости вращения. Поскольку эта частота на один-два порядка выше частоты сигнала, достаточного для характеристики изменения прогиба по длине вала, то фильтрация сигнала не вызывает затруднений.

Во время обработки детали под действием силы резания происходит смещение переднего и заднего центров, а также прогиб вала, вызывающие изменение величины угла поворота диска. Перемещения заднего и переднего центров и угол поворота диска относительно станины станка измеряются датчиками, преобразовываются в электрические сигналы и поступают в вычислительное устройство, где по приведенным выше формулам рассчитывается

величина прогиба, которая в виде электрического сигнала может быть подана в соответствующий блок системы автоматического управления, записывающее устройство или прибор визуального наблюдения.

Измерительное устройство для контроля относительного положения технологической оси и вершины резца при обработке жесткого вала совместно с устройством для измерения прогиба вала позволяют определять в процессе обработки расстояние между технологической осью детали и вершиной резца в обрабатываемом сечении нежесткого вала.

Повышение точности детали по отдельным показателям. Эта задача решается путем раздельного управления радиусом-вектором установки ($\bar{r}_у$) и радиусом-вектором настройки ($\bar{r}_н$). Приведенное аналитическое исследование влияния отклонений параметров относительного движения технологических баз детали и вершины режущего инструмента на погрешность обработки послужило основой для разработки алгоритмов управления для решения различных технологических задач, связанных с достижением и повышением точности обработки деталей. Например, исследование показало, что, поддерживая радиус-вектор установки постоянным по величине и направлению, можно получить на детали поверхность, расположенную эксцентрично по отношению к технологической оси детали. Меняя направление вектора $\bar{\zeta}_у$ на детали, получают поверхность, ось которой будет расположена под углом к технологической оси или изогнута в одной или обеих плоскостях и т. д. Изменение модуля радиуса-вектора настройки на постоянную величину меняет величину диаметрального размера детали, а изменение его величины по длине позволяет получать нужную геометрическую форму в продольном сечении и т. д. Следовательно, процесс получения детали заданных размеров, относительных поворотов и геометрической формы можно обеспечить путем поддержания соответствующих величин и направлений радиусов-векторов установки и настройки. Соответственно и процесс устранения ошибки на радиусе-векторе $\bar{r}_д$ детали тоже можно осуществлять посредством внесения поправки в $\bar{r}'_у$ и $\bar{r}'_н$.

В определенных условиях такой путь оказывается предпочтительнее по сравнению с первым путем управления. Например, для устранения эксцентрицитета, величина и направление которого заранее неизвестны, достаточно при контроле $\bar{r}'_у$ внести в него поправку всего лишь один раз за оборот. Таким образом, от системы автоматического управления не потребуется того высокого быстродействия, которое необходимо обеспечить в случае компенсации этой погрешности при управлении по первому пути.

При управлении процессом достижения точности по второму пути управления прежде всего необходимо установить требуемый закон изменения величин векторов $\bar{r}'_у$ и $\bar{r}'_н$ в функции угла поворота $\varphi_д$ координатной системы $\Sigma_д$, обеспечивающих заданную

функцию $r'_д = f(\varphi_д)$. Зависимости $r'_у = f(\varphi_д)$ и $r'_н = f(\varphi_д)$ определяются кинематической схемой системы СПИД, на которой производится обработка детали. Например, при обработке вала на токарном станке, чтобы получить цилиндрическую поверхность, ось которой совпадала бы с технологической осью детали, надо обработку производить с $\bar{r}'_у = 0$ и $r'_н = f(\varphi_д) = \text{const}$. Следовательно, при управлении надо контролировать $\bar{r}'_у$ и $\bar{r}'_н$ и в случае появления $\bar{r}'_у$ ликвидировать последний путем изменения соответствующих параметров относительного движения технологических баз детали и вершины режущего инструмента и при этом одновременно поддерживать $r'_н = \text{const}$. Если требуется обработать вал так, чтобы ось его цилиндрической поверхности была бы смещена относительно технологической оси детали, то в этом случае во время обработки необходимо обеспечить $r'_у = f(\varphi_д) = \text{const}$ и $r'_н = f(\varphi_д) = \text{const}$ и т. д.

При растачивании в детали отверстия на горизонтально-расточном станке величина и направление радиуса-вектора настройки $\bar{r}'_н$ должны непрерывно изменяться, а радиус-вектор установки должен поддерживаться постоянным по величине и направлению. При обработке конического отверстия должно быть обеспечено $r'_н = kx_д$. Рассмотрим достижение заданной точности обработки на примере токарной обработки детали типа вала.

Управление по второму пути предусматривает в общем случае два контура. В задачу первого контура входит поддерживать заданную функцию $r'_у = f(\varphi_д)$, в задачу второго — $r'_н = f(\varphi_д)$. В некоторых случаях бывает достаточно одного контура управления. Например, если высокие требования предъявляют только к точности размера и геометрической форме в продольном сечении, а по другим показателям требования таковы, что они обеспечиваются станком, то достаточно управление осуществлять только по одному контуру.

Рассмотрим общий случай — двухконтурное управление. Способы управления могут быть разными. На рис. 9.34 представлена блок-схема одного из способов двухконтурного управления. Измерительное устройство $ИУ_1$ непрерывно с момента установки детали на станок или приспособление контролирует величину и направление радиуса-вектора установки. Измерение может осуществляться как в полярной системе координат, так и в прямоугольной. Блок-схема управления более проста при измерении $\bar{r}_у$ в прямоугольной системе координат, т. е. через измерение координат z, y и вершины вектора. Тогда по полученным результатам измерения в вычислительном устройстве по формулам

$$r'_у = \sqrt{z^2 + y^2} \quad \text{и} \quad \operatorname{tg}\beta = \frac{z}{y}$$

рассчитываются величина и направление измеренного вектора установки. Полученные величины сравниваются с заданными и

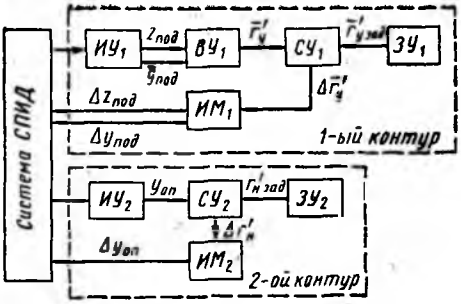
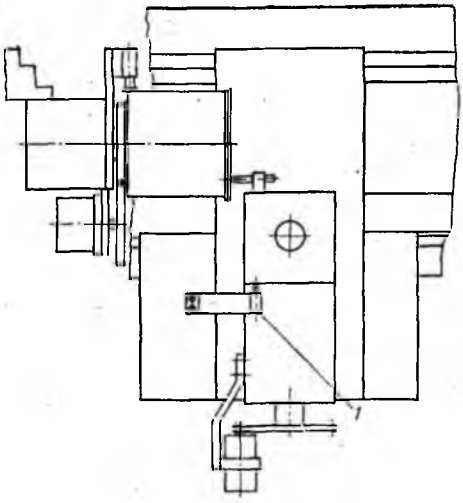


Рис. 9.34. Блок-схема двухконтурного управления

разница между ними подается на исполнительный механизм $ИМ_1$, который вносит соответствующие поправки в вектор установки. Аналогично работает и второй контур. Разница заключается в большей простоте второго, так как при обработке деталей типов валов не требуется измерять направление вектора $\bar{r}'_д$, потому что в любом направлении он должен быть одинаковым по величине. Поэтому измерительное устройство $ИУ_2$ контролирует только величину $r'_н$, причем, поскольку перемещение координатных систем $\Sigma_п$ и $\Sigma_и$ по оси $Z_к$ вызывает отклонение $\Delta r'_д$, которое на порядок меньше этого перемещения, то в большинстве случаев достаточно измерять отклонение $r'_н$ только в направлении оси Y. Вот почему в рассматриваемом случае измерительное устройство $ИУ_2$ контролирует лишь проекцию $r'_н$ на ось Y. Измеренная величина в сравнивающем устройстве ($СУ$) алгебраически суммируется с заданным значением $r'_н$, и разница поступает на исполнительный механизм $ИМ_2$, который вносит соответствующую поправку в $r'_н$. Если обрабатываемая деталь имеет фасонную форму в поперечном сечении, то надо измерять и направление вектора $\bar{r}'_н$. Измерение следует производить так же, как и $\bar{r}'_у$.

Рис. 9.35. Макет устройства двухконтурного управления



С целью экспериментальной проверки возможности повышения точности обработки путем двухконтурного управления был спроектирован и изготовлен макет. На рис. 9.35 показан общий вид макета и блок-схема управления. Ставились две задачи. Первая задача — обеспечить возможность записи профиля детали в поперечном сечении при наличии погрешности радиуса-вектора установки, радиуса-вектора настройки и при наличии погрешностей одновременно у

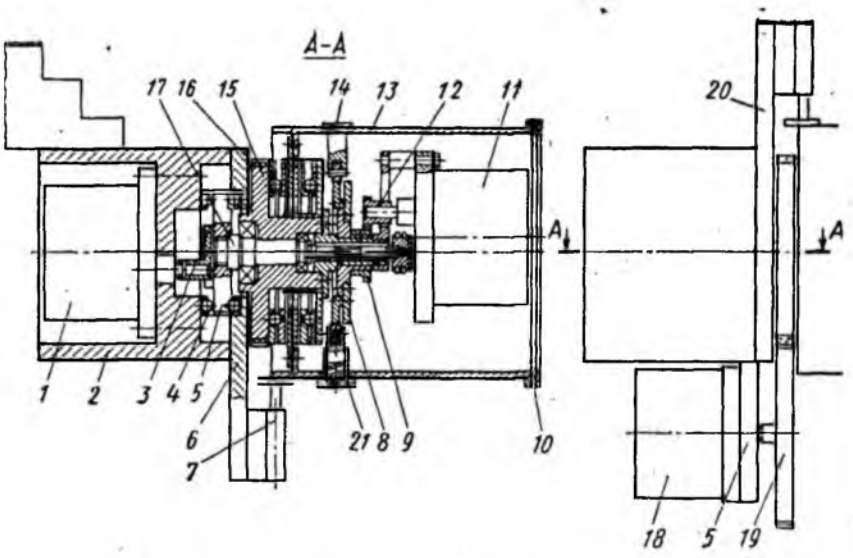


Рис. 9.36. Механическая часть макета двухконтурного управления

обоих радиусов-векторов. Вторая задача — обеспечить возможность раздельного и одновременного управления по двум контурам.

На рис. 9.36 представлен чертеж механической части макета. В трехкулачковый патрон токарного станка устанавливают стакан *2*, в котором ползун *5* может перемещаться в радиальном направлении по направляющим качения *4*. Движение ползуну *5* передается от электродвигателя *1* через кулачок *3*. На крышке *6* закреплены датчики *7*, *20*, предназначенные для контроля перемещений корпуса *13* в двух взаимно перпендикулярных направлениях. Втулка *16* с зубчатым венцом *15* вращается на валу *17*, установленном на ползуне *5*, и движется вместе с ним. Вращение втулке *16* передается через зубчатое колесо *19* от двигателя *18*, закрепленного на ползуне *5*. Вместе с втулкой *16* вращается и корпус *13*, который может перемещаться в двух взаимно перпендикулярных направлениях по направляющим, выполненным в виде дисков и шариков. Перемещение корпуса *13* осуществляется кулачком *8* и толкателями *14*, *21*. Кулачок *8* получает вращение через зубчатую передачу *9*, *12* от двигателя *11*, жестко связанного через ряд элементов с втулкой *16*. На торце корпуса *13* установлен диск *10* для закрепления на нем бумаги для записи профиля детали. В резцедержателе суппорта станка укреплен карандаш, иммитирующий резец. Изменение вектора установки производится посредством смещения корпуса *13* вместе с бумажным диском относительно оси вращения шпинделя. Получение нужного отклонения $\Delta r'_y$ производится за счет установки в макет кулачка *8*

соответствующего профиля. Во время записи профиля суппорт станка неподвижен. В результате на бумажном диске, с нанесенной координатной системой $\Sigma_д$, за один оборот шпинделя запишется профиль детали, геометрическая форма которого и его положение относительно координатной системы $\Sigma_д$ будут определяться характером изменения радиуса-вектора установки $\bar{r}'_у$.

Изменение радиуса-вектора $\bar{r}'_н$ осуществляется путем перемещения суппорта в поперечном направлении. В это время ось корпуса *13* не должна смещаться относительно оси шпинделя. В результате на бумажном диске в системе координат $\Sigma_д$ запишется профиль, размеры, геометрическая форма и относительное положение которого будут определяться только характером изменения радиуса-вектора настройки $\bar{r}'_н$. При исследовании совместного влияния на погрешность детали отклонений векторов $\bar{r}'_у$ и $\bar{r}'_н$ запись профиля на бумажном диске осуществляется при одновременном смещении корпуса *13* относительно оси вращения шпинделя и поперечного перемещения суппорта.

Исследование на макете возможности повышения точности обработки путем двухконтурного управления осуществляется следующим образом. При вращении шпинделя станка отклонения в радиусы-векторы установки и настройки вносятся способами, описанными выше. Для компенсации их влияния на погрешность обработки включается схема двухконтурного управления. Положение оси корпуса *13* (имитирующего собой обрабатываемую деталь) относительно оси вращения шпинделя контролируется двумя датчиками *7*, *20*, выполненными в виде трехпозиционных переключателей. Сигналы с датчиков поступают на реле P_{x1}, P_{x2}, P_{y1}, P_{y2} (рис. 9.37), контакты которых управляют двигателями *Дв1* и *Дв2*. Схема включения двигателей обеспечивает отработку ошибки кратчайшим путем. Нейтральное положение датчиков *7*, *20* показывает, что ось корпуса совпадает с осью вращения шпинделя. Если же произойдет смещение корпуса, то с датчиков поступят сигналы, показывающие величину и направление эксцентрицитета. Возврат корпуса *13* в исходное положение производится путем смещения корпуса в радиальном направлении и вращение его вокруг оси втулки *16*. Смещение корпуса в радиальном направлении производится от двигателя. Сначала вращением от двигателя *Дв1* корпус *13* поворачивается вокруг оси втулки *16* до тех пор, пока направление его смещения (вектор установки) не совпадает с направляющими ползуна *5*. Это произойдет в процессе поворота в тот момент, когда датчик *7* переключится в нейтральное положение и тем самым прекратит вращение двигателя *Дв1*. Тогда начнет вращаться ротор двигателя *Дв2*, в результате чего произойдет перемещение ползуна *5* и совместно с ним корпуса *13* в радиальном направлении в сторону, противоположную смещению корпуса. Перемещение закончится в тот момент, когда датчик переключится в нейтральное положение.

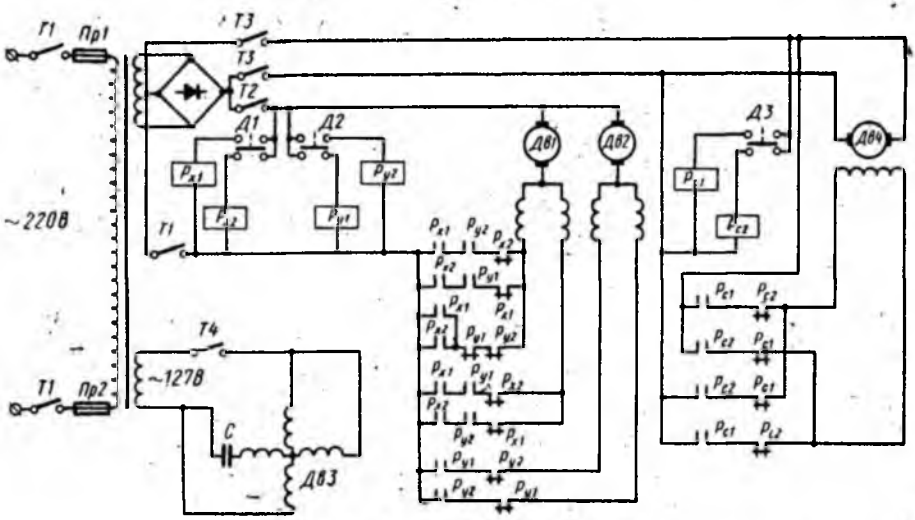
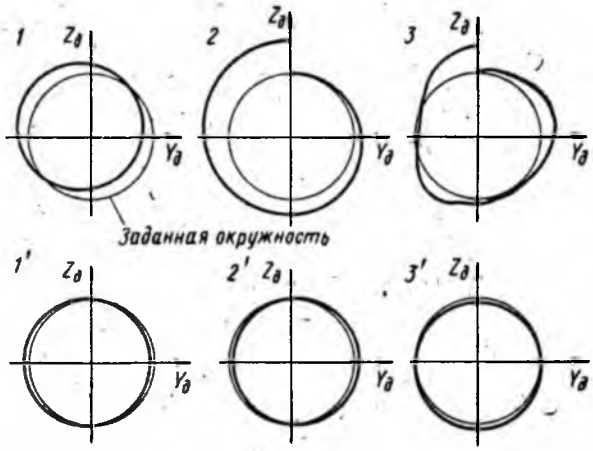


Рис. 9.37. Электросхема управления

Управление по второму контуру осуществляется по сигналам датчика *1* (см. рис. 9.35), установленного на продольном суппорте и контролирующего перемещения резцедержателя в поперечном направлении. Если вершина карандаша находится на заданном расстоянии от оси вращения шпинделя, то датчик *1* переключится в нейтральном положении и сигнал станет равным нулю. Если произошло перемещение резцедержателя, то с датчика поступит сигнал соответствующего знака и приведет во вращение ротор двигателя *Дв4*, который, в свою очередь, через зубчатую передачу

Рис. 9.38. Результаты исследования на макете



внесет поправку в величину $\bar{r}'_н$ посредством перемещения верхней части суппорта. Перемещение верхней части суппорта будет производится до тех пор, пока датчик *1* не переключится в нейтральное положение. Макет позволяет вести управление по каждому из контуров в отдельности и одновременно.

На рис. 9.38 показаны круглограммы, на которых изображены траектории перемещения вершины инструмента за один оборот детали; 1, 2, 3 — круглограммы, полученные без управления, 1′, 2′, 3′ — с управлением. Сопоставление круглограмм показывает, что управление отдельно радиусом-вектором установки $\bar{r}_у$ и радиусом-вектором настройки $\bar{r}'_н$ позволяет повышать точность обработки отдельно по разным показателям.

Проведенное исследование позволяет сделать следующие выводы:

1. Вскрыты пути дальнейшего повышения точности деталей посредством управления процессом обработки.

2. Для одновременного сокращения погрешностей, вызываемых действием упругих перемещений, температурных деформаций, износа звеньев системы СПИД, геометрической неточности станка и в тех случаях, когда упругие перемещения составляют незначительную часть от общей погрешности, следует управлять относительным движением технологических баз детали и режущих кромок инструмента.

3. Для повышения точности обработки детали одновременно по всем показателям точности (размеру, относительным поворотам и форме) надо управлять радиусом-вектором детали.

4. Для повышения точности обработки по отдельным показателям точности надо управлять отдельно радиусом-вектором установки и радиусом-вектором настройки.

5. Экспериментальным исследованием на макете доказана возможность управления точностью обработки детали по отдельным показателям.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Альтшуллер А. Н.** Определение оптимальных условий регулирования текущего среднего размера обрабатываемых деталей. — В кн.: Автоматизация машиностроительных процессов. Т. П. Изд-во АН СССР, М., 1969. 312 с.

2. **Аршинов В. А., Алексеев Г. А.** Резание металлов. М., Машгиз, 1959. 490 с.

3. **Балакшин Б. С.** Основы технологии машиностроения. М., «Машиностроение», 1969. 556 с.

4. **Балакшин Б. С.** Размерные цепи. Основные понятия и определения. М., ЦБТИ, 1954. 26 с.

5. **Бесекерский В. А., Попов Е. П.** Теория систем автоматического регулирования. М., «Наука», 1966. 575 с.

6. **Брон Я. С., Тартаковский Ж. Э.** Методы ограничения нагрева масла в гидроприводах автоматизированных станков. — «Станки и инструмент», 1957, № 12, с. 9—17.

7. **Бреев Б. Т.** Тепловые деформации в станках и меры борьбы с ними. — «Станки и инструмент». 1956, № 3, с. 11—14.

8. **Волосов С. С.** Технологические и метрологические основы регулирования размеров в машиностроении. М., Машгиз, 1964. 279 с.

9. **Гаитмахер Ф. Р.** Теория матрнц. М., «Наука», 1967. 575 с.

10. **Гипп Б. А.** Контрольные приспособления. М., «Машиностроение», 1960. 339 с.

11. **Даниелян А. М., Паршин И. П.** Влияние теплового фактора на точность изготовления изделий при точении твердосплавным инструментом. — «Вестник машиностроения», 1959, № 10, с. 38—43.

12. **Демидович Б. П., Марон И. А., Шувалова Э. З.** Численные методы анализа. М., Физматгиз, 1963. 400 с.

13. **Еремин А. Н.** Физическая сущность явлений при резании стали. М., Машгиз, 1951. 226 с.

14. **Исаев А. И.** Процесс образования поверхностного слоя при обработке металлов резанием. ЦНИИТМАШ. М., Машгиз, 1950. 358 с.

15. **Ковальчук Е. Р.** Автоматическое управление процессом зубошлифования с целью повышения производительности и стабилизации качества поверхностного слоя зубьев. Металлорежущие станки и автоматические линии. М., НИИМАШ, 1972, вып. 7. 4 с.

16. **Ковальчук Е. Р.** Датчик крутящего момента с бесконтактной передачей информации. Металлорежущие станки и автоматические линии. М., НИИМАШ, 1972, вып. 4. 6 с.

17. **Колев К. С.** Вопросы точности при резанин металлов. М., Машгиз, 1961. 134 с.

18. **Кондашевский В. В.** Автоматический контроль размеров деталей в процессе обработки. М., Оборонгиз, 1951. 256 с.

19. **Корсаков В. С.** Точность механической обработки. М., Машгнз, 1961. 380 с.

20. **Кривоухов В. А.** Деформироваиие поверхностных слоев металла в процессе резания. М., Машгиз, 1945. 92 с.

21. **Ларии М. Н.** Оптимальные геометрические параметры режущей части инструментов. М., Оборонгиз, 1963. 147 с.

22. **Лейцяиский Л. Г., Лурье А. И.** Курс теоретической механики. Т. I· М., Гостехиздат, 1955. 382 с.

23. **Люкшин В. С.** Теория винтовых поверхностей в проектировании режущих инструментов. М., «Машиностроение», 1968, 370 с.

24. **Минина О. М.** Определение динамических характеристик и параметров типовых регулируемых объектов. М., «Машиностроение», 1963. 282 с.

25. **Митропольский А. К.** Техника статистических вычислений. М., «Наука», 1971. 576 с.

26. **Налимов В. В.** Применение математической статистики при анализе вещества. М., Физматгиз, 1960, 212 с.

27. **Налимов В. В.** Теория эксперимента. М., «Наука», 1971. 207 с.

28. **Налимов В. В., Черцова Н. А.** Статические методы планирования экстремальных экспериментов М., «Наука», 1965. 398 с.

29. Новые идеи в планировании эксперимента. Под ред. В. В.. Налимова. М., «Наука», 1969. 334 с.

30. Обработка металлов резанием. Под ред. В. А. Кривоухова. М., Оборонгиз, 1958. 627 с.

31. **Ордынцев В. М.** Математическое описание объектов автоматизации. М., «Машиностроение», 1965. 207 с.

32. **Рао С. Р.** Линейные статистические методы и их приложения. М., «Наука», 1968. 547 с.

33. **Рахмарова М. С., Мирер Я. Г.** Влияние технологических факторов на надежность лопаток газовых турбин. М., «Машиностроение», 1966. 223 с.

34. Режимы резания металлов инструментом, оснащенным твердым сплавом. НИБТН. М., Машгиз, 1958. 203 с.

35. Самоподнастранвающиеся станки. Под ред. Б. С. Балакшина Изд. I. М., «Машиностроение», 1965. 287 с.

36. Самоподнастранвающиеся станки. Под ред. Б. С. Балакшина. Изд. II. М., «Машиностроение», 1967. 390 с.

37. Самоподнастранвающиеся станки. Под ред. Б. С. Балакшина. Изд. III. М., «Машиностроение», 1970. 416 с.

38. **Синопальников В. А.** Зависимости процесса резания как случайные функции. — «Станки и инструмент», 1968, № 7, с. 38—39.

39. **Смит О. Д.** Автоматическое регулирование. М., «Физматгиз», 1962. 847 с.

40. **Соколов Ю. Н.** Расчет температурных полей и температурных деформаций металлорежущих станков. Материалы ЭНИМС, ЦБТИ, 1958. 82 с.

41. **Соколовский А. П.** Точность механической обработки и пути ее повышения. М., Машгиз, 1951. 485 с.

42. **Соколовский А. П.** Научные основы технологии машиностроения. М., Машгиз, 1955. 514 с.

43. **Соломенцев Ю. М., Пейсахович И. Б.** О форме деталей, обрабатываемых на токарных станках с плавающим передним центром. — «Вестник машиностроения», 1965, № 8, с. 64—69.

44. **Соломенцев Ю. М.** Влияние температурных деформаций гидрокопировального автомата (типа 1722) на точность обработки деталей. — «Вестник машиностроения», 1968, № 5, с. 49—51.

45. **Соломенцев Ю. М.** Автоматизация размерной настройки и перенастройки станков. — «Механизация и автоматизация производства», 1971, № 4, с. 14—16.

46. **Техническая кибернетика.** Теория автоматического регулирования. Под ред. В. В. Солодовникова. Кн. 1. М., «Машиностроение» , 1967. 767 с.

47. **Техническая кибернетика.** Под ред. В. В Солодовникова, Кн. 2, М., «Машиностроение», 1967. 679 с.

48. **Тыминский Ю. Г.** Температурные деформации в токарных станках. — В кн.: Жесткость, точность и вибрации при механической обработке. М., Машгиз, 1956. 194 с.

49. **Фихтенгольц Г. М.** Основы математического анализа. Т. 2. М., «Наука», 1964. 463 с.

50. **Хальд А.** Математическая статистика с техническими приложениями. Изд-во иностр. лит. М., 1956. 382 с.

51. **Хэммоид П.** Теория обратной связи и ее применения. М., Физматгиз, 1961. 423 с.

52. **Эльсгольц Л. Э.** Дифференциальные уравнения и варнационные исчисления. М., «Наука», 1969. 432 с.

ПРЕДМЕТНЫЙ УКАЗАТЕЛЬ

А

Активный контроль 45, 159
Алгоритм оптимизации 372

В

Время
— вспомогательное 49, 144
— машинное 47
— основное технологическое 136
— подготовительно-заключительное 49, 144
— штучно-калькуляционное 49

Г

Главный вектор сил инерции 115
Главный момент сил инерции 115
Глубина распределения наклепа 310

Д

Датчики
— индуктивные 445
— тензорезисторные 452
Деформации
— контактные 29
— крутильные 29
Динамическая ошибка САУ 424
Допуск на размерную
— настройку 320
— перенастройку 320
— подналадку 320
Допустимая величина износа 302

Ж

Жесткость
— детали 123
— системы СПИД 14, 20

З

Звено размерной цепи
— замыкающее 11
— составляющее 12

И

Измерение величины
— размера детали во время обработки 32
— размера детали после обработки 32
— давления масла в гидроцилиндре 35
— крутящего момента 33, 605, 573
— силы тока 34, 600
— составляющей силы резания 26, 33
— упругих деформаций динамометрического устройства 32, 537, 542, 543, 545, 550
— эффективной мощности 33, 592
Источник информации 32, 668

К

Координата
— входная 429
— выходная 429
Координатная система
— детали $\sum_д$ 76
— шпинделя $\sum_п$ 79
— инструмента $\sum_и$ 79
— неподвижная $\sum_к$ 80
Координатный угол 636
Коэффициент усиления системы 428
Критерии оптимальности 372

М

Магнитное поле рассеяния 13
Магнитный полюс поворота 18
Метод пробных проходов 44
Механизм малых перемещений 190
Механизм образования погрешностей 74
Момент
— инерции 121, 123
— крутящий 31
— резания 30
— тормозной 31

Н

Настройка инструмента на размер 42
Настройка системы СПИД
— динамическая 12, 65
— статическая 12, 64
Начальные значения параметров относительного движения инструмента и детали 97
Некруглость 82
Неуравновешенность заготовки 119
Нулевая отсчетная координата 355

О

Обобщенная схема относительного движения инструмента и детали 85
Ограничение на показатели процесса 374
Окружность
— средняя 83
— прилегающая 83

Опорные точки 81
Оптимальное управление операциями 385
Оптимальные допуски на размерную
— настройку 329
— перенастройку 329
— поднастройку 329
Оптимальный закон управления 381

П

Параметры относительного движения инструмента и детали
— кинематические 92
— размерные 92
Передаточная функция 423
Передаточное отношение 12
Передаточное отношение кинематической цепи 29
Поверхности детали
— исполнительные 55
— основные базирующие 77
Погрешность
— геометрической формы 82
— замыкающего звена 13
— размера динамической настройки 13
— размера статической настройки 13
— установки 13, 79
Погрешности станка геометрические 14
Податливость системы СПИД 14
Показатели технологического процесса 372
Поле рассеяния
— размера динамической настройки 13
— размера статической настройки 13
Программное управление величиной упругого перемещения 237
Производительность
— предельная 380
— штучная 15
— экономичная 380

Р

Радиус-вектор
— настройки 93
— точки поверхности детали 84
— установки 93
Размер
— детали 11
— динамической настройки 13, 20
— рабочий настроечный 43
— статической настройки 13, 21
— установки 21
Размерная
— настройка системы СПИД 320
— перенастройка системы СПИД 320
— поднастройка системы СПИД 320
— стойкость режущего инструмента 26, 41
— цепь 12
Размерный износ инструмента 14
Расход инструмента 24
Расчет САУ
— динамический 499, 515
— статический 499, 511
Регулируемая величина 166
Регулирующий параметр 416

С

САУ
— астатическая 428
— многомерная 417
— одноконтурная 425
— одномерная 431
— перенастройкой системы СПИД 43
— поднастройкой системы СПИД 42
— размерами динамической и статической настройки 28
— размерной стойкостью режущего инструмента 41
— размером динамической настройки 25
— размером статической настройки 22
Сила
— инерции 115
— передаваемая односторонним поводком 37
— резания 20
— тяжести 115
— эквивалентная 18
Скорость
— износа режущего инструмента 301
— формообразования 381
Служебное назначение изделия 55
Стабилизация
— размера динамической настройки 24
— составляющей силы резания 236
Стабилизация эквивалентной силы изменением
— геометрии режущего инструмента 27
— геометрии резания 26
— подачи 24, 196
— скорости резания 26
Статическая ошибка САУ 424
Степень затупления режущего инструмента 17
Степень наклепа 310

Т

Текущие значения параметров относительного движения инструмента и детали 97
Температура
— в зоне резания 41
— средняя 42
Температурные деформации 111, 256
Термопара
— естественная 41
— искусственная 42
Термоэлектродвижущая сила 42, 300
Технологическая ось 76
Технологические базы 39, 76
Технологический центр 77
Точечная диаграмма 13
Точность
— геометрических форм поверхностей детали 57
— детали 10
— относительного движения исполнительных поверхностей 57
— относительного поворота поверхностей 57
— расстояния 57
Траектория перемещения центра детали 72
Трудоемкость размерной настройки 317

У

Угол упругого закручивания 30
Управление
— жесткостью системы СПИД 24, 27
— размерами динамической настройки 25
— размерами статической настройки 22, 187
— силой резания 24
— эквивалентной силой 24
Управляемая величина 434
Управляющие параметры 381
Упругие
— деформации детали 38, 71
— перемещения 18, 36
Упругие перемещения
— заднего центра 36, 70

— переднего центра 36, 70
— пиноли задней бабки 67
— стола фрезерного станка 69
— суппорта токарного станка 67
— шпинделя токарного станка 67
Упругое закручивание 30
Установка детали 12, 64
Устройство
— динамометрическое 25
— запоминающее 17
— программное 22, 233
— сравнивающее 17
Уточнение 15, 164

Ф

Факторы
— систематические 14.
— случайные 13, 62

Ч

Частота поднастроек 302

ОГЛАВЛЕНИЕ

От издательства 5

Введение (*Б. С. Балакшин*) 10

Глава 1. **Качество деталей и производительность обработки** 55

1.1. Качество деталей машин (*И. М. Баранчукова*) 55
1.2. Причины образования погрешностей обработки деталей (*Б. М. Базров*) 61
Математическое описание механизма образования погрешностей 75
Математическая модель механизма образования погрешностей обработки 110
1.3. Причины потери производительности обработки деталей на станках (*Б. М. Базров*) 136

Глава 2. **Современные методы достижения требуемого качества деталей и производительности обработки** (*В. А. Медведев*) 146

Глава 3. **Управление ходом технологического процесса обработки деталей с целью повышения точности и производительности** 164

3.1. Получение информации о ходе технологического процесса обработки деталей на станках (*В. А. Тимирязев*) 164
3.2. Два новых пути повышения точности и производительности обработки деталей 187
Управление упругими перемещениями путем внесения поправки в размер статической настройки (*В. А. Тимирязев*) 187
Управление упругими перемещениями путем внесения поправки в размер динамической настройки (*Б. М. Базров*) 195
Управление упругими перемещениями путем внесения поправки в размер статической и динамической настроек (*В. А. Тимирязев*) 215
3.3. Повышение точности обработки деталей путем управления упругими перемещениями системы СПИД (*Б. М. Базров*) 223
3.4. Повышение производительности обработки деталей путем управления упругими перемещениями системы СПИД (*В. А. Тимирязев*) 247

Глава 4. **Управление другими факторами с целью повышения точности и производительности обработки деталей** 256

4.1. Управление температурными деформациями системы СПИД (*Ю. М. Соломенцев*) 256
Температурные деформации элементов технологической системы, приводящие к изменению размера статической настройки 258
Температурные деформации элементов технологической системы, приводящие к изменению размера динамической настройки . . . 265
Температурные деформации деталей и факторы, вызывающие их 271
Выбор управляемых величин и параметров управления для компенсации погрешностей, порождаемых температурными деформациями системы СПИД 272

4.2. Управление процессом установки деталей на станках (*Ю. М. Соломенцев*) . . . 281
4.3. Управление шероховатостью поверхностей даталей (*Ю. М. Соломенцев, В. И. Вороненко,* . . . 291
4.4. Управление износом режущего инструмента (*Ю. М. Соломенцев, В. И. Вороненко*) . . . 296
Факторы, влияющие на износ режущего инструмента . . . 296
Связь износа инструмента с качеством детали, производительностью и себестоимостью обработки . . . 301
Способы получения информации об износе режущего инструмента. 303
Выбор управляемых величин и параметров управления износом режущего инструмента . . . 303
Средства управления износом режущего инструмента . . . 306
4.5. Управление качеством поверхностного слоя (*Ю. М. Соломенцев*) . . . 310

Глава 5. **Управление размерной перенастройкой системы СПИД с одного типоразмера детали на другой по точностным параметрам** 317

5.1. Задачи, решаемые при размерной перенастройке системы СПИД по точностным параметрам (*Ю. М. Соломенцев*) . . . 317
5.2. Расчет рабочих настроечных размеров и оптимальных допусков на размерную настройку, поднастройку и перенастройку системы СПИД (*Ю. М. Соломенцев*) . . . 320
5.3. Погрешности размеров статической и динамической настроек, возникающие при перенастройке станка с числовым программным управлением (*В. А. Тимирязев*) . . . 330
5.4. Выбор методов и средств автоматизации размерной перенастройки системы СПИД (*Ю. М. Соломенцев*) . . . 349
Необходимость измерения относительного положения баз станка, несущих обрабатываемую деталь, режущего инструмента и программоносителя . . . 349
Способы и средства управления процессом размерной перенастройки системы СПИД . . . 358
5.5. Автоматизация перенастройки системы СПИД (*Ю. М. Соломенцев*) . . . 365

Глава 6. **Оптимизация операции технологического процесса обработки деталей** (*Ю. М. Соломенцев*) . . . 372

6.1. Задачи, критерии оптимальности, математическое обеспечение и алгоритм оптимизации операции технологического процесса 372
6.2. Методика расчета оптимального режима обработки деталей на станках . . . 396
6.3. Методы и средства оптимизации операции технологического процесса . . . 414

Глава 7. **Вопросы разработки системы адаптивного управления** . . .

7.1. Системы адаптивного управления. Некоторые общие вопросы описания и анализа технологических управляемых систем (*С. П. Протопопов*) . . . 423
7.2. Средства измерения показателей хода технологического процесса обработки деталей (*С. П. Протопопов*) . . . 443
7.3. Выбор источника информации и места встройки измерительного устройства при проектировании САУ (*Б. М. Базров*) . . . 453
7.4. Методы расчета систем адаптивного управления (*В. Г. Митрофанов*) . . . 474
Построение математической модели объекта (технологического процесса) и систем управления . . . 474
Статический и динамический расчет САУ . . . 499
Пример разработки САУ упругими перемещениями . . . 524

Глава 8. **Самоподнастраивающиеся станки и их эффективность** . . . . .

8.1. Станки, оснащенные системами автоматического управления упругими перемещениями (*Б. М. Базров, В. А. Тимирязев*) . . . .
8.2. Станки, оснащенные системами автоматической перенастройки по точностным параметрам (*Ю. М. Соломенцев*) . . . . . .
8.3. Станки, оснащенные многомерными системами управления (*Ю. М. Соломенцев*) . . . . . .

Глава 9. **Перспективы развития управления ходом технологического процесса обработки на металлорежущих станках** . . . . . .

9.1. Перспективы развития методов и средств управления точностью технологических процессов (*И. М. Колесов, Б. А. Евсеев, Ю. С. Осадчий*) . . . . . .
9.2. Повышение точности обработки деталей типа тел вращения путем управления относительным движением технологических баз детали и режущих кромок инструмента (*Б. М. Базров*) . . .

Список литературы . . . . . .

Предметный указатель . . . . . .

Адаптивное управление станками

Под ред. Б. С. Балакшина

Редактор издательства *Гурвич Н. П.*
Технический редактор *Н. Ф. Демкина* Корректор *А. А. Снастина*
Переплет художника *Е. В. Бекетова*

Сдано в набор 25/VI 1973 г, Подписано к печати 20/XI 1973 г. Т-17870
Формат 60×90¹/₁₆ Бумага № 3
Печ. л. 43 Уч. изд. л. 45,1
Тираж 6000 экз. Заказ 405 Цена 4 р. 75 к.

Издательство «Машиностроение» Москва, I-й Басманный пер., 3.

Ленинградская типография № 6 Союзполиграфпрома
при Государственном комитете Совета Министров СССР
по делам издательств, полиграфии и книжной торговли
193144, Ленинград, ул. Моисеенко, 10.