

621.313.3/075)

A16

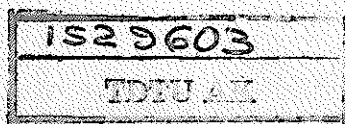
А.И. АБРАМОВ

А.В. ИВАНОВ-СМОЛЕНСКИЙ

Проектирование гидрогенераторов и синхронных компенсаторов

Издание второе,
переработанное и дополненное

*Допущено
Учебно-методическим объединением
по образованию в области энергетики
в качестве учебного пособия для студентов
высших учебных заведений,
обучающихся по специальности "Электромеханика"*



Москва
«Высшая школа» 2001

УДК 621.31
ББК 31.277.1
А16

Федеральная целевая программа книгоиздания России

Рецензент: д-р техн. наук И. А. Лабунец
(зав. лабораторией управляемых электрических машин
и преобразовательной техники АО ВНИИЭ)

Абрамов, А. И.

- А 16 Проектирование гидрогенераторов и синхронных компенсаторов: Учеб. пособие для вузов/А. И. Абрамов, А. В. Иванов-Смоленский. — 2-е изд., перераб. и доп. — М.: Высш. шк., 2001. — 389 с.: ил.

ISBN 5-06-004090-9

Рассматриваются вопросы проектирования явнополусных синхронных машин — гидрогенераторов и синхронных компенсаторов. Дается описание конструкции этих машин как с косвенным, так и с непосредственным охлаждением их активных частей. Изложены методики электромагнитных, механических, гидравлических и тепловых расчетов.

Во втором издании (1-е — 1978 г.) обновлен материал, касающийся конструкции машин и методик расчета. Добавлен пример расчета синхронного компенсатора и расширен пример расчета гидрогенератора. Справочные материалы для проектирования приведены в соответствии с действующими стандартами.

Для студентов вузов, обучающихся по специальности «Электромеханика». Может быть полезен для инженерно-технических работников, связанных с проектированием, изготовлением и эксплуатацией гидрогенераторов и синхронных компенсаторов.

УДК 621.31
ББК 31.277.1

ISBN 5-06-004090-9

© ФГУП «Издательство «Высшая школа», 2001

Оригинал-макет данного издания является собственностью издательства «Высшая школа», и его репродуцирование (воспроизведение) любым способом без согласия издательства запрещается.

ПРЕДИСЛОВИЕ

Для подготовки специалистов электромехаников и электроэнергетиков, способных грамотно конструировать, рассчитывать и эксплуатировать крупные синхронные электрические генераторы, предназначенные для снабжения электроэнергией отраслей экономики страны, вузы должны располагать современными пособиями по проектированию таких генераторов (турбогенераторов, гидрогенераторов и синхронных компенсаторов).

Причем представляется вполне целесообразным объединение в одном пособии вопросов проектирования гидрогенераторов и синхронных компенсаторов, имеющих между собой много общего. Обе машины имеют аналогичное исполнение основных конструктивных узлов, примерно одинаковые диапазоны мощностей, примыкающие друг к другу диапазоны частот вращения; обе машины рассчитываются с помощью одних и тех же методик. Без сомнения отдельные учебные пособия по этим машинам имели бы значительно больший объем вследствие неизбежной необходимости повторения в каждой из этих книг ряда общих положений.

Конечно, в объединенном пособии не исключается необходимость отмечать во многих случаях особенности конструктивного исполнения некоторых узлов, требований стандартов и методов расчета для каждой из рассматриваемых машин.

Второе издание книги существенно отличается от первого обновленным (с учетом развития техники и теории электрических машин) материалом как в области конструкции, так и в методиках расчетов. Во втором издании имеются примеры расчета как гидрогенератора, так и синхронного компенсатора.

В книге приводится достаточно подробное описание конструкции гидрогенераторов и синхронных компенсаторов, отражающее опыт ведущих отечественных электромашиностроительных заводов. Сообщаются основные данные выполненных машин. Дается описание систем возбуждения, охлаждения, торможения и др.

Формулы во всех расчетных методиках записаны в системе СИ, в тексте используются кратные и дольные единицы системы. Методики расчета представлены в обобщенной форме, пригодной для гидрогенераторов и для компенсаторов с косвенным и непосредственным охлаждением. Внесены некоторые усовершенствования в электромагнитный расчет (введены коэффициенты поля, позволяющие учесть насыщение магнитной цепи, уточнены формулы для

расчета параметров и др.). Приведены упрощенные методики аэродинамического расчета, делающие его доступным по затратам времени для курсового проектирования.

Книга рассчитана на студентов и преподавателей электротехнических и энергетических вузов и факультетов.

Работа над книгой распределялась между авторами следующим образом: А. И. Абрамовым написаны гл. 1, 2, 3, 4, 7 и § 9.2; А. В. Ивановым-Смоленским — гл. 5, 6, 8, 10, а также остальные параграфы гл. 9 и приложения.

Авторы

КОНСТРУКЦИЯ СИНХРОННЫХ ГИДРОГЕНЕРАТОРОВ С КОСВЕННЫМ ОХЛАЖДЕНИЕМ

§ 1.1. ОБЩИЕ СВЕДЕНИЯ

Наша страна обладает большими запасами водной энергии, которую экономически выгодно преобразовывать в электрическую на гидроэлектрических станциях (ГЭС).

Гидроэнергетике принадлежит существенная роль в обеспечении отрасли экономики электрической энергией. Установленная мощность всех гидроэлектростанций в стране на начало 2000 г. была 43,9 млн. кВт, что составляло 20,4% от установленной мощности всех электростанций страны (тепловых, атомных и гидравлических). Выработка электроэнергии на ГЭС в 1999 г. составила 20,6% от выработки электроэнергии всех электростанций. При этом себестоимость электроэнергии на ГЭС почти в 6,5 раза меньше себестоимости электроэнергии на тепловых электростанциях.

ГЭС являются экологически чистыми объектами по сравнению с тепловыми электростанциями, сжигающими кислород, дорогостоящее топливо и выбрасывающими в атмосферу окислы серы, азота и другие вредные для человека микроэлементы. Вследствие высоких маневренных качеств ГЭС в отношении быстрого набора электрической нагрузки в пиковых режимах и при необходимости сброса нагрузки повышается устойчивость работы энергосистем и представляется возможность эксплуатировать тепловые и атомные электростанции в оптимальных для них режимах.

Для работы ГЭС на реке строят плотину и создают разность уровней воды и напор H (м) до плотины (верхнего бьефа) и после плотины (нижнего бьефа). Поток воды Q (м³/с) из верхнего бьефа в нижний пропускают по водоподводящим устройствам через гидравлические турбины, спаренные с электрическими машинами, называемыми *гидрогенераторами*. В водоподводящем устройстве потенциальная энергия воды преобразуется вначале в кинетическую, а затем рабочим колесом турбины — в механическую энергию вращения вала. Механическая энергия подводится к гидрогенератору, где она преобразуется в электрическую энергию. Получаемая электрическая мощность (кВт) на гидроэлектрических станциях

$$P = 9,81 Q H \eta_t \eta_{\text{г}}$$

где η_t — к. п. д. турбины; η_g — к. п. д. гидрогенератора; для гидроагрегатов больших мощностей примерные значения к. п. д.: $\eta_t = 0,85 \dots 0,92$, $\eta_g = 0,97 \dots 0,99$.

Строительство гидроэлектростанций требует больших начальных капитальных вложений, однако они в дальнейшем быстро окупаются, и производство электрической энергии на гидроэлектростанциях оказывается очень дешевым.

При возведении плотины гидроэлектростанция на реке образует водохранилище, которое позволяет регулировать сток воды через турбины. В период малой электрической нагрузки гидроагрегаты можно частично или полностью отключать или переводить в компенсаторный режим, а воду накапливать в водохранилище. В периоды повышенного расхода электроэнергии (пики нагрузки) из водохранилища забирается большее количество воды, чем дает естественный приток реки, и тем самым покрывается пик нагрузки энергосистемы.

Для покрытия пиков нагрузки проектируют и строят также специальные гидроаккумулирующие станции (ГАЭС). Их сооружают обычно вблизи потребителей энергии (центров нагрузок), не связывая строительство ГАЭС и ее мощность с наличием реки и расходом воды в ней.

Для ГАЭС необходимо иметь два водохранилища — верхнее и нижнее, разность уровней воды в которых определяет напор. В качестве водохранилищ используют озера, русла рек, шахтные выработки, искусственно сооружаемые водоемы. Синхронные машины, установленные на ГАЭС, как правило, являются обратимыми, т. е. работают как в генераторном, так и в двигательном режиме. Для покрытия пиков нагрузок вода из верхнего водохранилища поступает в нижнее, вращая гидравлические турбины. С помощью турбины и спаренных с ними синхронных генераторов кинетическая энергия потока воды преобразуется в электрическую, которая поступает в сеть. В часы суток, когда в сети имеется избыток электрической энергии, синхронные машины ГАЭС работают в двигательном режиме. Потребляя электрическую энергию, они преобразуют ее в механическую и с помощью спаренных с ними насосов перекачивают воду из нижнего водохранилища в верхнее, накапливая (аккумулируя) потенциальную энергию воды. В качестве насоса может быть использована гидравлическая турбина при обратном направлении вращения. В этом случае станция оборудуется двухмашинными реверсивными агрегатами, в которых обе машины обратимые: генератор-двигатель и турбина-насос. На некоторых работающих ГАЭС установлены трехмашинные агрегаты: синхронный генератор-двигатель, насос и турбина. Имея некоторые технические преимущества (большой к. п. д. агрегата, постоянное направление вращения синхронной машины в двигательном и гене-

раторном режимах), трехмашинные агрегаты уступают двухмашинным по стоимости оборудования и стоимости сооружения здания станции.

Часть времени суток синхронные машины ГАЭС работают в компенсаторном режиме, покрывая дефицит реактивной мощности электрической системы.

Таким образом, гидроэлектростанции являются не только источниками дешевой электрической энергии, но и электростанциями, покрывающими пики нагрузки, поддерживающими частоту напряжения сети и обеспечивающими устойчивую работу энергосистем.

Краткие сведения о гидравлических турбинах. Для привода роторов гидрогенераторов в зависимости от напора H , мощности и других условий применяются разные типы гидравлических турбин.

Ковшовые турбины (Пельтона) применяют при напорах 400...600 м и выше. Турбина имеет рабочее колесо (рис. 1.1) с ковшовыми лопатками, на которые подается вода из одного или нескольких сопл. Каждое сопло имеет игольчатый затвор (регулирующий иглу), с помощью которого регулируется количество воды, подаваемой на рабочее колесо, а следовательно, и механический момент, создаваемый турбиной.

На рис. 1.1 показано два сопла, через которые подается вода. Сопла расположены под разными углами с таким расчетом, чтобы уменьшить результирующую силу F_p от веса ротора G и давления струй F_1 и F_2 , действующую на подшипники, в которых вращается

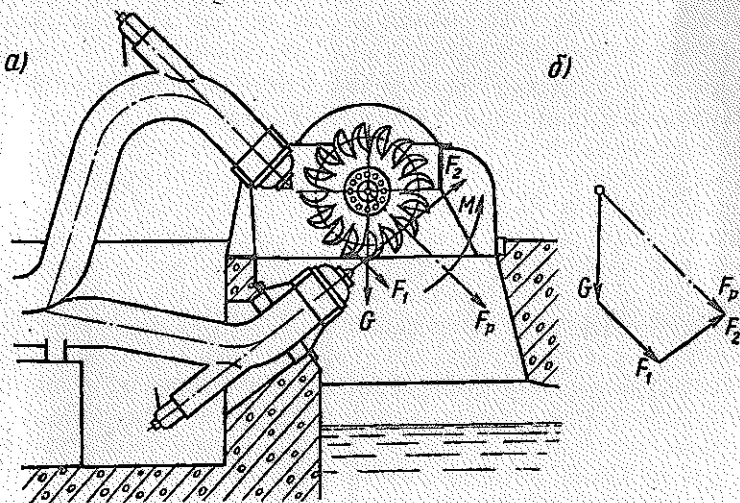


Рис. 1.1. Ковшовая турбина с двусторонним подводом воды (а) и диаграмма сил, действующих на ротор турбины (б)

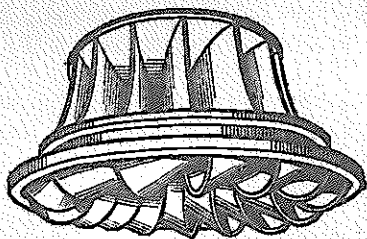


Рис. 1.2. Рабочее колесо турбины радиально-осевого типа

рабочее колесо. Для остановки ротора турбины рабочие сопла закрывают игольчатыми затворами и, кроме того, обычно предусматривают тормозное сопло, струя воды из которого действует на лопатки в направлении, обратном вращению колеса.

Радиально-осевые турбины (Френсиса) (рис. 1.2 и 1.3), осевые — пропеллерные (рис. 1.4) и диагональные (рис. 1.5) — применяют при средних напорах до 300...400 м (иногда и до 600 м). Диагональные турбины отличаются

от осевых пропеллерных тем, что оси лопастей составляют с осью вала угол, отличный от 90° . Концы лопастей опущены вниз. Кроме того, лопасти могут поворачиваться вокруг оси. Количество воды, подаваемой на рабочее колесо турбины, а следовательно, и механический момент, развиваемый турбиной, регулируется поворотом лопаток направляющего аппарата. При полном закрытии направляющего аппарата его лопатки поворачиваются таким образом, что перекрывают доступ воды к рабочему колесу.

Небольшие протечки воды через щели направляющего аппарата все же создают механический момент вращения, поэтому полностью останавливать ротор необходимо механическими тормозами.

Гидроагрегаты с турбинами подобного типа во время работы испытывают усилия, направленные по оси вала, от аксиальной составляющей давления воды на рабочее колесо. Эти усилия необходимо учитывать в расчете упорных подшипников (подпятников).

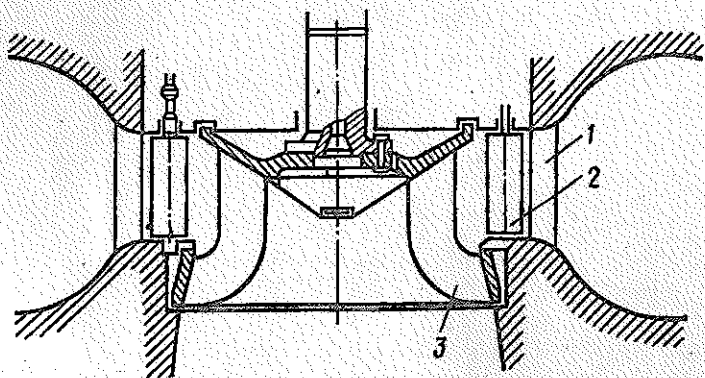


Рис. 1.3. Турбина радиально-осевого типа:

1 — опорная колонна; 2 — лопатка направляющего аппарата; 3 — рабочее колесо

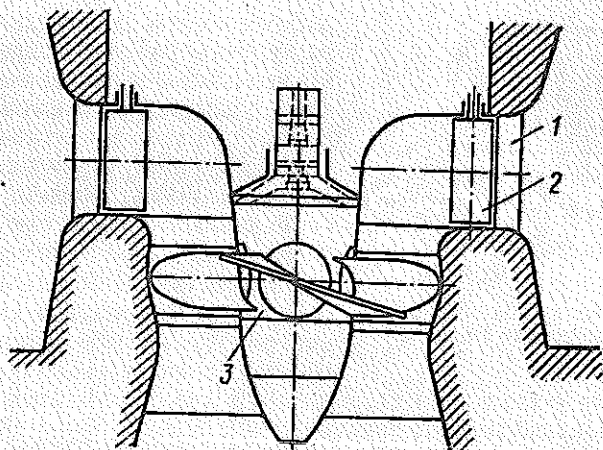


Рис. 1.4. Турбина пропеллерного типа:

1 — опорная колонна; 2 — лопатка направляющего аппарата; 3 — рабочее колесо турбины

При низких напорах (примерно до 50 м) применяют поворотнолопастные турбины (Каплана). Такие турбины (рис. 1.6) в отличие от жестколопастных позволяют регулировать поток воды и режим работы не только поворотом лопаток направляющего аппарата, но и изменением угла наклона лопастей рабочего колеса. Такое двойное регулирование турбин обеспечивает их высокий к.п.д. при значительных изменениях нагрузки и напора.

Поворот лопастей рабочего колеса (изменение их угла наклона) осуществляется сервомотором, размещенным внутри втулки рабо-

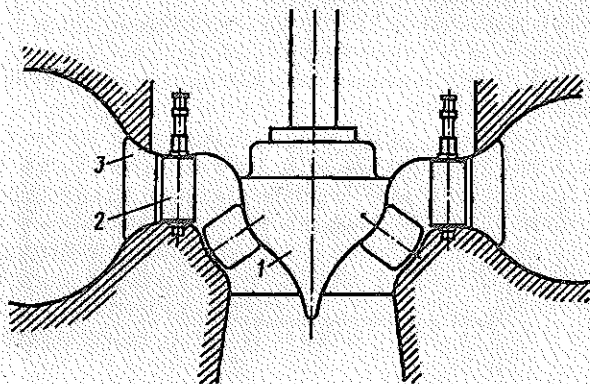


Рис. 1.5. Диагональная турбина:

1 — рабочее колесо турбины; 2 — лопатка направляющего аппарата; 3 — опорная колонна

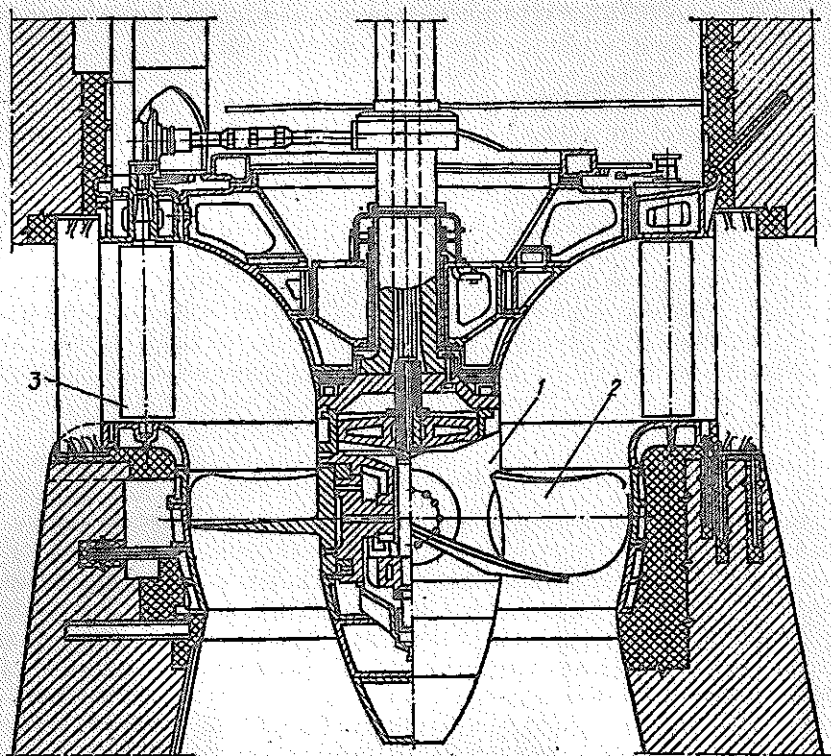


Рис. 1.6. Турбина поворотно-лопастного типа:

1 — рабочее колесо; 2 — лопасть рабочего колеса; 3 — лопатка направляющего аппарата

чего колеса. Угол наклона лопастей автоматически связан со степенью открытия лопаток направляющего аппарата. Сервомотор приводится в действие давлением масла, которое подается по трубам, проходящим сквозь полый вал турбины и генератора. Таким образом, поворотно-лопастные турбины вносят усложнение в конструкцию гидроагрегата, так как его вал должен иметь сквозное осевое отверстие значительного диаметра для размещения в нем труб, по которым подается масло к исполнительному двигателю, а наверху гидроагрегата должно быть предусмотрено место для маслоприемника. Однако их эксплуатационные преимущества настолько очевидны, что они с успехом применяются, несмотря на усложнение конструкции турбины и всего гидроагрегата в целом.

Все перечисленные гидравлические турбины, приводящие в движение роторы гидрогенераторов, работают при полной нагрузке с относительно низкими частотами вращения. Причем чем мень-

ше напор и чем больше мощность гидроагрегата, тем ниже частота вращения турбины и спаренного с ней ротора гидрогенератора.

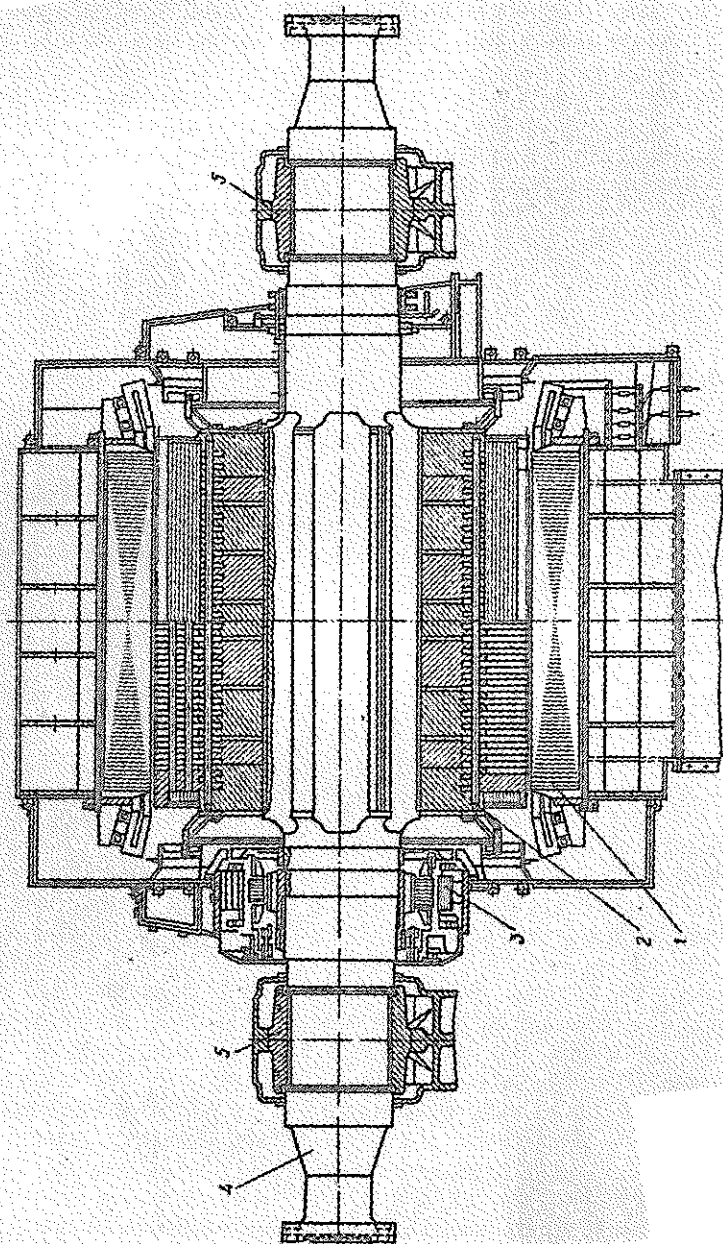
Типы гидрогенераторов. В зависимости от напора частота вращения мощных гидрогенераторов 50...600 об/мин. На равнинных реках, где напоры воды невелики, устанавливают тихоходные гидрогенераторы с частотой вращения $n \leq 100$ об/мин. На горных реках, где напоры воды могут быть большими, устанавливают относительно быстроходные гидрогенераторы с частотой вращения $n \geq 200$ об/мин.

Относительно небольшая частота вращения гидрогенераторов при большой номинальной мощности определяет большие размеры и массы активных и конструктивных частей гидрогенераторов. Современные мощные гидрогенераторы имеют диаметр корпуса более 20 м при аксиальной его длине 3,5...4 м, а их масса часто превосходит 1000...1500 т.

Конструкция таких машин должна предусматривать изготовление их на заводе по отдельным частям и полную сборку машины непосредственно на гидроэлектростанции. Размеры и массы отдельных частей и узлов гидрогенератора, доставляемых к месту монтажа, определяются требованиями предельных железнодорожных габаритов и грузоподъемностью транспортных средств. Это условие, а также большое число сопряженных узлов и деталей, которые должны скрепляться на месте монтажа, значительно усложняют конструкцию гидрогенератора.

Большие размеры и большие массы гидрогенератора определяют обычно вертикальное расположение оси его вала. Такие гидрогенераторы называют *вертикальными*. При горизонтальном расположении вала и больших габаритах и массах пришлось бы значительно увеличить жесткость статора, ротора и вала, а это привело бы к еще большему утяжелению гидрогенератора. Следует заметить также, что сборка, обслуживание и ремонт крупных гидрогенераторов с вертикальным валом легче, чем таких же гидрогенераторов с горизонтальным расположением вала (горизонтальных).

Горизонтальными гидрогенераторы выполняют при больших частотах вращения. В этом случае они имеют относительно небольшие размеры и массы. Ротор горизонтального гидрогенератора (рис. 1.7) опирается на два стояковых подшипника скольжения. Подшипники рассчитаны как на радиальные, так и на возможные аксиальные усилия от реакции воды на рабочее колесо турбины. При расположении генератора в середине между двумя турбинами, каждая из которых рассчитана на половинную мощность генератора, рабочие колеса могут навешиваться непосредственно на вал гидрогенератора без дополнительных опор. Охладители нагретого в машине воздуха располагают в шахте фундамента.



В России крупные реки, на которых строят электростанции, в основном являются равнинными. Напор на таких гидроэлектростанциях невелик и поэтому на них устанавливают вертикальные гидроагрегаты.

Исключением являются тихоходные гидрогенераторы относительно небольшой мощности с горизонтальным валом (горизонтальные), размещаемые в теле водосливной плотины. Конструктивно такие гидрогенераторы выполняют в капсуле (рис. 1.8), которая погружается в воду. Поэтому они получили название *капсульных гидрогенераторов*. Первые капсульные гидрогенераторы были установлены в 1965 — 1967 гг. на Киевской ГЭС (мощность гидрогенератора 17,5 МВт, частота вращения 85,7 об/мин), Череповецкой ГЭС (20 МВт, 93,8 об/мин), Саратовской ГЭС (45 МВт, 75 об/мин).

Гидрогенераторы средней и большой мощности являются машинами индивидуального исполнения. Различные обозначения гидрогенераторов связаны с их конструктивными особенностями: СВ, ВГС — синхронные вертикальные с косвенным воздушным охлаждением; СГ — синхронные горизонтальные с косвенным воздушным охлаждением; СВФ — синхронные вертикальные с непосредственным охлаждением обмоток статора водой и форсированным охлаждением обмотки ротора воздухом; СГКВ — синхронные горизонтальные капсульные с непосредственным

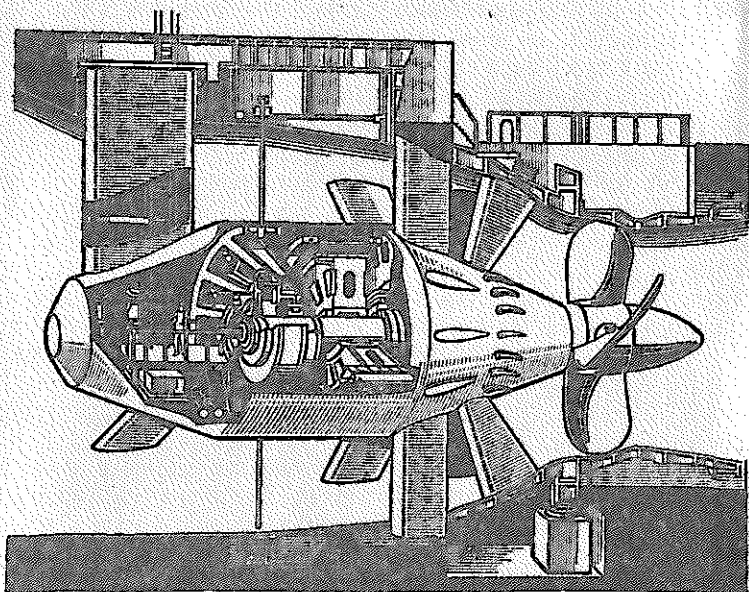


Рис. 1.8. Капсульный гидрогенератор Череповецкой ГЭС

охлаждением обмоток статора и ротора водой; SGK — синхронные горизонтальные капсульные с воздушным охлаждением обмоток; СВО — синхронные вертикальные обратимые двигатель-генераторы (для ГАЭС) с воздушным охлаждением.

За буквенным обозначением следует дробное число, числитель которого равен внешнему диаметру (см), а знаменатель — длина сердечника статора. Число после черточки означает количество полюсов. После количества полюсов ставят иногда еще букву, означающую особенность исполнения, например Т — тропическое.

§ 1.2. ОСНОВНЫЕ ЭЛЕМЕНТЫ КОНСТРУКЦИИ ВЕРТИКАЛЬНЫХ ГИДРОГЕНЕРАТОРОВ

В гидрогенераторах, как и в других электрических машинах, различают активные и конструктивные части. К активным частям, непосредственно участвующим в процессе преобразования энергии, относятся магнитопроводы ротора и статора с расположенными на них обмотками. Все остальные части, надежно обеспечивающие работу активных частей, называют *конструктивными*. Рассмотрим, из каких частей и узлов состоит гидрогенератор ВГС 525/150-20 (рис. 1.9).

Статор гидрогенератора состоит из корпуса 17, представляющего собой сложную сварную конструкцию из стали. В корпусе укреплен магнитопровод 16, в пазах которого размещена обмотка статора 15. Ротор гидрогенератора состоит из остова 11, насаженного на вал 3, на котором укреплен магнитопроводящий обод 12 ротора. К ободу ротора прикреплены полюсы 14, состоящие из магнитопроводов и обмоток.

Характерной особенностью конструкции вертикальных гидрогенераторов является наличие мощного опорного подшипника 7, называемого *подпятником*. Подпятник должен надежно работать при больших усилиях на него, создаваемых массами ротора гидрогенератора и ротора турбины, а также вертикальной составляющей давления воды на рабочее колесо турбины. Эти усилия (достигающие в крупных машинах нескольких меганьютонов) передаются через втулку подпятника 5, закрепленную на валу, и подпятник на грузонесущую или опорную крестовину 10 и затем через корпус статора на фундамент 22.

Чтобы сохранить вертикальное положение оси вала ротора и центрирование его относительно статора, служат два направляющих подшипника, расположенных выше и ниже остова ротора. Верхний направляющий подшипник 6 размещается в верхней крестовине. В конструкции на рис. 1.9 верхний направляющий подшипник находится в одной масляной ванне 8 с подпятником. Потери мощности на трение в подпятнике и в верхнем направляющем

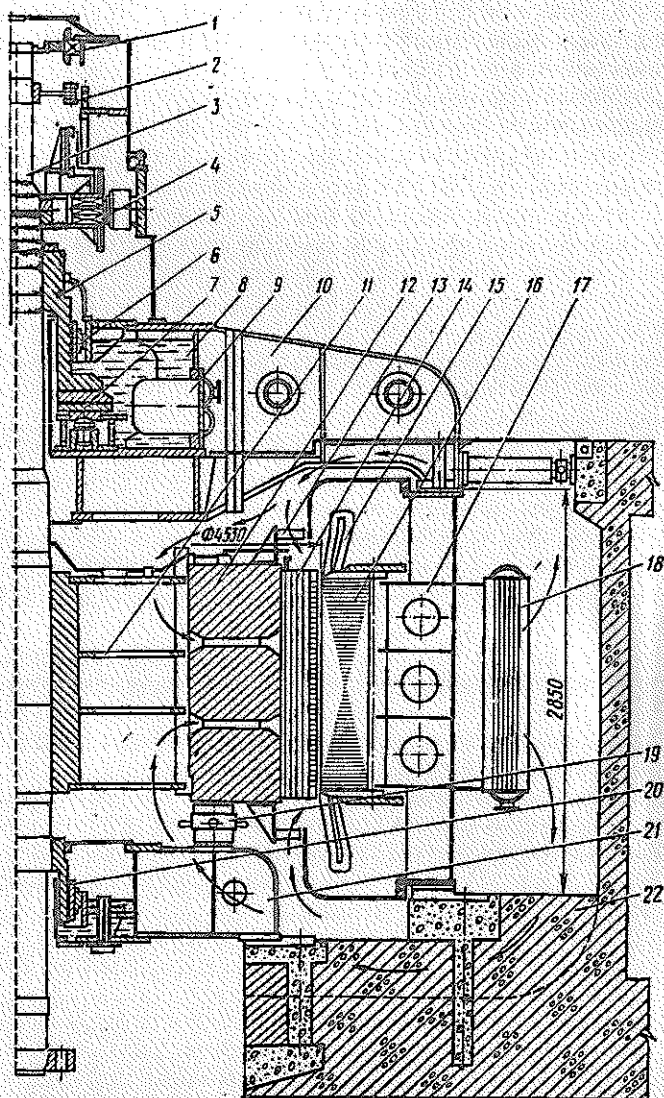


Рис. 1.9. Вертикальный синхронный гидрогенератор ВГС 525/150-20 в подвесном исполнении с массивным ободом ротора

подшипнике отводятся водой, протекающей по трубкам маслоохладителя 9.

Нижний направляющий подшипник 20 находится под ротором в нижней крестовине 21, на которой (или непосредственно на

фундаменте) размещают тормоза-домкраты 19, служащие для торможения ротора при его остановке или при необходимости для подъема остановленного ротора.

Потери мощности в активных частях гидрогенератора, потери на трение ротора о воздух и другие отводятся воздухом. При замкнутой системе вентиляции нагретый воздух проходит через воздухоохладитель 18 и отдает ему теплоту. От воздухоохладителя тепло отводится водой, протекающей по его трубкам. Циркуляция воздуха в гидрогенераторе происходит за счет вентиляторного центробежного эффекта вращающихся частей ротора (остова, распорок в каналах обода, полюсов) и специальных лопаток 13 вентилятора, укрепленных на роторе.

Для питания обмотки возбуждения полюсов ротора постоянным током при электромашиной системе возбуждения предусматривается возбудитель 4, представляющий собой генератор постоянного тока или генератор переменного тока с последующим выпрямлением переменного тока в постоянный с помощью полупроводниковых вентилей.

Постоянный ток к вращающемуся ротору подводится через контактные кольца 2. Для связи с системой регулирования частоты вращения ротора служит расположенный на валу ротора регуляторный генератор 1.

§ 1.3. ИСПОЛНЕНИЯ ВЕРТИКАЛЬНЫХ ГИДРОГЕНЕРАТОРОВ

Вертикальные гидрогенераторы в зависимости от расположения подпятника бывают подвесными и зонтичными.

В гидрогенераторах подвешенного исполнения (типа) (рис. 1.9) подпятник 7 расположен над ротором в верхней грузонесущей крестовине 10, которая в этом случае является опорной. Вертикальные усилия, воспринимаемые подпятником, передаются через нее на корпус статора 17 и далее на фундамент 22.

Гидрогенератор имеет два направляющих подшипника — верхний 6 и нижний 20. Валы гидрогенератора и расположенной под ним турбины соединяются жестко между собой с помощью фланцев, образуя один общий вал гидроагрегата. Направляющий подшипник турбины является уже третьим подшипником вала гидроагрегата. Если расстояние между верхним направляющим подшипником генератора и направляющим подшипником турбины невелико, то при достаточной жесткости вала гидроагрегата нижний направляющий подшипник гидрогенератора можно не устанавливать.

Шейкой вала для верхнего направляющего подшипника в конструкции на рис. 1.9 служит цилиндрическая часть втулки подшипника, а сам подшипник расположен выше подпятника. В этом случае он легкодоступен для обслуживания; собирать и разбирать его можно при помощи крана машинного зала.

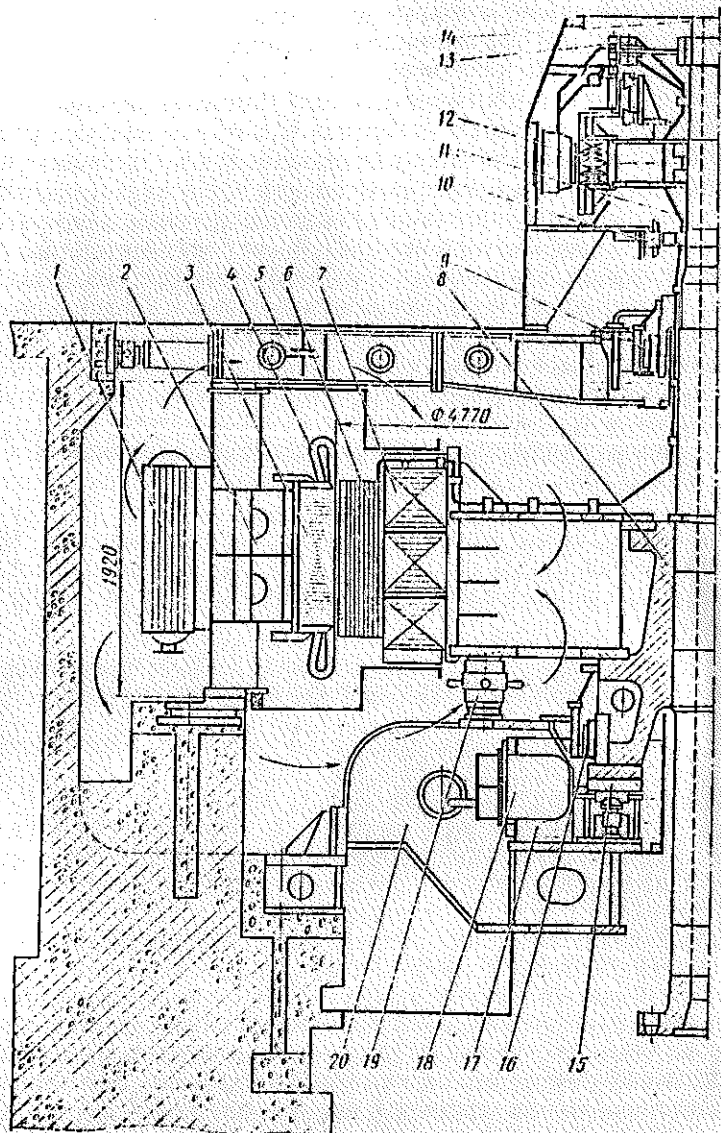


Рис. 1.10. Гидрогенератор ВГС 525/84-32 в зонтичном исполнении с двумя направляющими подшипниками с опорой на нижнюю крестовину:

1 — воздухоохладитель; 2 — корпус статора; 3 — сердечник статора; 4 — обмотка статора; 5 — верхняя крестовина; 6 — полюс; 7 — обод ротора; 8 — втулка ротора; 9 — верхний направляющий подшипник; 10 — регуляторный генератор; 11 — токоподвод от контактных колец к обмотке возбуждения; 12 — возбудитель; 13 — контактные кольца; 14 — вал; 15 — подпятник; 16 — нижний направляющий подшипник; 17 — масляная ванна подпятника; 18 — маслоохладитель; 19 — тормоз-домкрат; 20 — нижняя крестовина (опорная)

Недостаток такой конструкции заключается в том, что втулка подпятника (более сложная) должна быть съемной по условиям разборки подпятника, а следовательно, она будет иметь недостаточно плотную посадку на валу, особенно при подогреве ее потерями в подшипнике. Эти потери подогревают и подпятник, что усложняет его охлаждение. Поэтому в гидрогенераторах подвешенного типа применяют также конструкции направляющих подшипников, расположенных ниже подпятника в отдельной масляной ванне. Шейкой вала подшипника в этих случаях служит собственная несъемная втулка, имеющая горячую посадку, иногда шейку отковывают за одно целое с валом. Некоторым недостатком такой конструкции является необходимость в отдельной масляной ванне с маслоохладителем, худшие условия обслуживания и невозможность применения крана машинного зала при сборке и разборке подшипника.

В гидрогенераторах зонтичного исполнения подпятник находится ниже остова (обода) ротора. Ротор представляет собой зонтик с опорой ниже центра его тяжести.

На рис. 1.10 изображено сечение зонтичного гидрогенератора с двумя направляющими подшипниками. Усилия от массы ротора гидроагрегата и вертикальной составляющей воды передаются подпятником на нижнюю опорную крестовину и через нее на фундамент. Верхняя крестовина, выполненная облегченной, служит для размещения на ней статора возбuditеля и масляной ванны верхнего направляющего подшипника. Нижний направляющий подшипник размещен в масляной ванне подпятника, а втулка ротора является одновременно и втулкой подпятника.

В конструкции зонтичного гидрогенератора (рис. 1.11) отсутствует верхний направляющий подшипник. Вторым направляющим подшипником является направляющий подшипник турбины. За счет этого значительно снижена высота гидрогенератора, так как возбудитель размещен в конструкции на рис. 1.11 в верхней крестовине, там, где в конструкции на рис. 1.10 размещена масляная ванна верхнего направляющего подшипника.

Дальнейшим развитием гидрогенераторов зонтичного типа явился отказ, где это возможно, от нижней металлоемкой грузонесущей опорной крестовины и установкой подпятника на специальной подставке, опирающейся на крышку турбины. Такое техническое решение позволяет сократить высоту гидроагрегата, что приводит к удешевлению строительства машинного зала, а также к экономии конструкционной стали.

На рис. 1.12 представлено сечение гидрогенератора зонтичного исполнения с подпятником, опирающимся на крышку турбины через промежуточную подставку с одним нижним направляющим подшипником, размещенным в масляной ванне вместе с подпятником. Для более жесткой центровки ротора применены до-

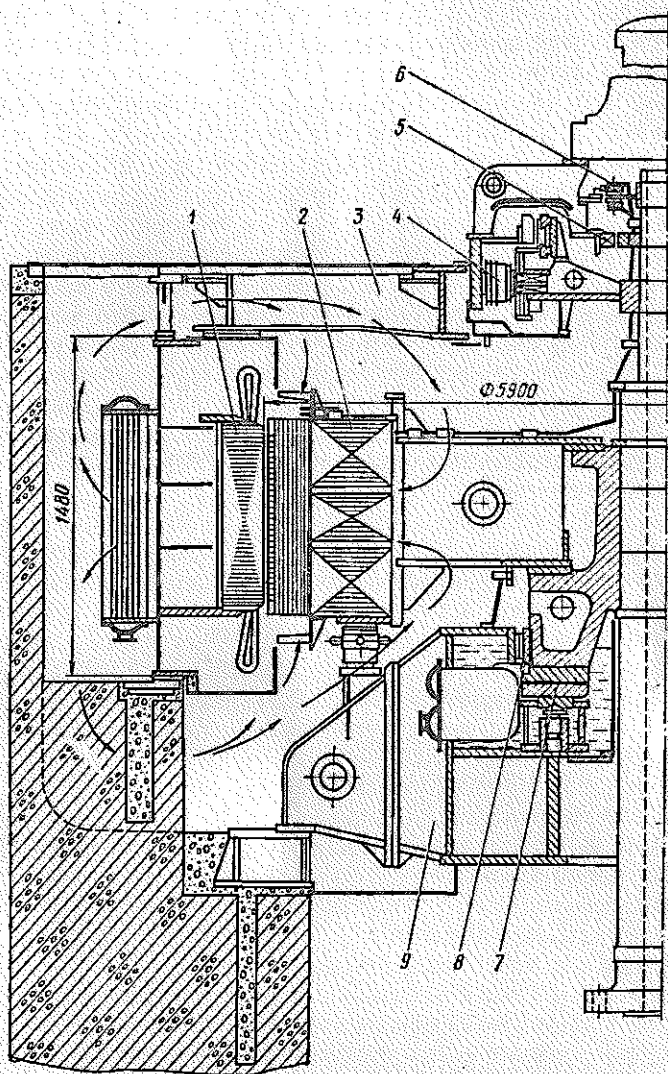


Рис. 1.11. Гидрогенератор ВГС 650/130-32 в зонтичном исполнении с одним нижним направляющим подшипником с опорой на нижнюю крестовину:

1 — статор; 2 — ротор; 3 — верхняя крестовина; 4 — возбудитель; 5 — регуляторный генератор; 6 — контактные кольца; 7 — подпятник; 8 — нижний направляющий подшипник; 9 — нижняя крестовина (опорная)

полнительные распорки между масляной ванной подпятника и фундаментом. Вторым направляющим подшипником служит подшипник турбины.

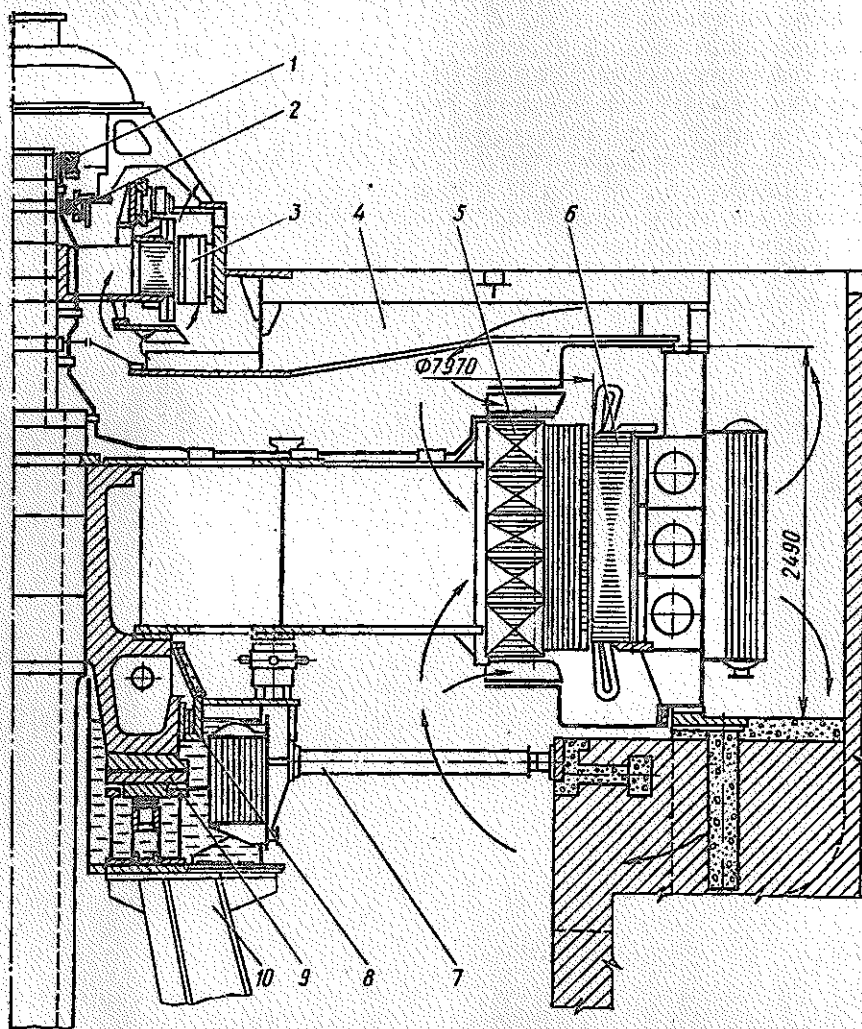


Рис. 1.12. Гидрогенератор ВГС 850/135-56 в зонтичном исполнении с одним направляющим подшипником и с опорой подпятника на крышку турбины:

- 1 — контактные кольца; 2 — регуляторный генератор; 3 — возбудитель; 4 — верхняя крестовина; 5 — ротор; 6 — статор; 7 — распорки; 8 — направляющий подшипник; 9 — подпятник; 10 — ко-
нусообразная подставка между подпятником и крышкой турбины

В крупных гидрогенераторах сложной конструктивной деталью является вал, к которому предъявляются повышенные требования в отношении точности его обработки, механической прочности, условий перевозок, монтажа и др. В ряде конструкций гидрогенераторов зонтичного типа было принято решение обойтись без вала как единой целой детали. На рис. 1.13 представлено сечение зонтичного гидрогенератора для ГЭС Усть-Илим. В этой конструкции нет вала как единой тяжелой и сложной целой детали, а его функцию выполняют две надставки: верхняя и нижняя, прикрепленные к втулке ротора. Генератор выполнен с одним верхним направляющим подшипником и с опорой на крышку турбины. Возбуждение гидрогенератора тиристорное, независимое от вспомогательного синхронного генератора.

Выбор подвешенного или зонтичного исполнения гидрогенератора в основном зависит от соотношения главных размеров: внутреннего

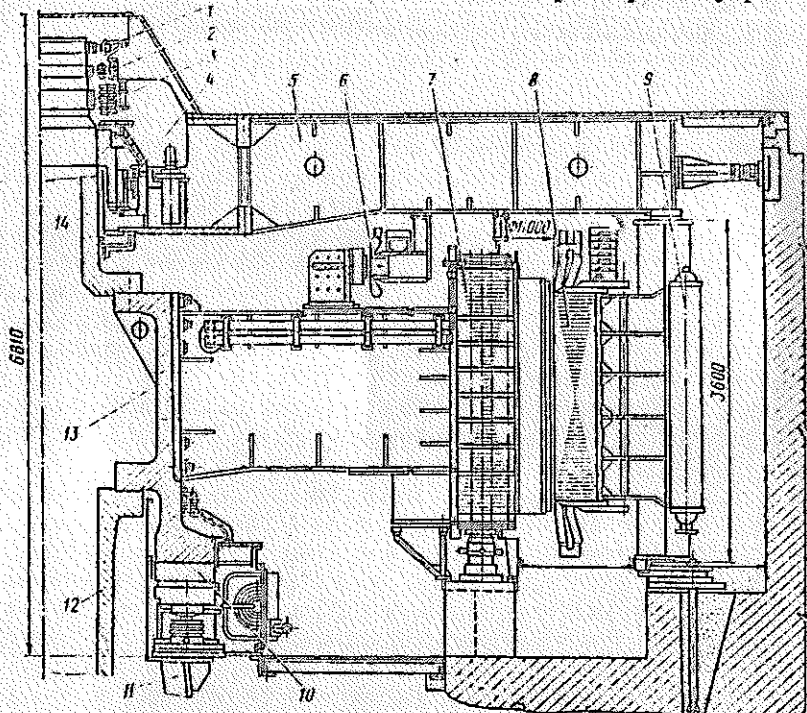


Рис. 1.13. Гидрогенератор ВГС 1190/215-48 в зонтичном исполнении с верхним направляющим подшипником и с опорой на крышку турбины:

1 — регуляторный генератор; 2 — контактные кольца вспомогательного синхронного генератора; 3 — контактные кольца главного генератора; 4 — верхний направляющий подшипник; 5 — верхняя крестовина; 6 — вспомогательный синхронный генератор для возбуждения главного генератора; 7 — ротор; 8 — статор; 9 — воздухоохладитель; 10 — подпятник; 11 — конусообразная подставка между подпятником и крышкой турбины; 12 — нижняя надставка; 13 — центральная часть ротора; 14 — верхняя надставка

диаметра магнитопровода статора и его аксиальной длины, которые в основном определяются соотношением мощности и частоты вращения, а также типом турбины. В ряде случаев этот выбор бывает однозначным. Однако чаще всего в большом диапазоне мощностей и частот вращения гидрогенераторов конструктору приходится решать задачу определения его исполнения исходя из технико-экономических соображений. Рассматриваются все преимущества и недостатки обоих исполнений гидрогенераторов для каждой вновь проектируемой машины.

К основным преимуществам гидрогенераторов подвешенного исполнения можно отнести следующие: а) размещение подпятника и верхнего направляющего подшипника в верхней крестовине облегчает доступ к ним при обслуживании. Сборка и разборка подпятника и подшипника осуществляется с помощью крана машинного зала; б) пары масла из масляной ванны не попадают внутрь машины и «не замасливают» обмотки; в) большая механическая устойчивость ротора, так как центр его тяжести лежит ниже точки опоры.

Применение гидрогенератора подвешенного типа определяется диаметром статора и нагрузкой на подпятник, от которых, в свою очередь, зависят размеры верхней опорной крестовины, возможность ее изготовления и транспортирования по железной дороге. Подвесными обычно выполняют гидрогенераторы со средними и высокими частотами вращения, имеющими большую длину и относительно небольшие диаметры статоров. В мощных тихоходных гидрогенераторах при больших давлениях на подпятник и большом диаметре статора верхняя грузонесущая крестовина получилась бы в подвешенном исполнении громоздкой и тяжелой. Гидрогенераторы подвешенного исполнения, как правило, имеют несколько большую высоту и больший вес по сравнению с зонтичными гидрогенераторами.

К основному преимуществу гидрогенераторов зонтичного исполнения следует отнести их лучшие экономические показатели. Меньшая высота зонтичных гидрогенераторов определяет меньшие размеры и стоимость машинного зала. Из-за отсутствия тяжелой грузонесущей верхней крестовины они имеют меньший вес. Особенно эти преимущества очевидны, если подпятник опирается на крышку турбины.

В то же время гидрогенераторы зонтичного исполнения не имеют перечисленных ранее преимуществ гидрогенераторов подвешенного исполнения. Обслуживание подпятника в них сложнее, так как нет возможности применять кран машинного зала при его сборке и разборке и затруднен доступ к нему.

Внутренний диаметр подпятника, а следовательно, и весь подпятник в гидрогенераторах зонтичного исполнения при прочих равных условиях имеет большие размеры, чем в гидрогенераторах

подвесного типа по условиям проноса фланца нижнего конца вала через подпятник. По этим причинам потери мощности в подпятнике гидрогенератора зонтичного исполнения несколько больше, чем в гидрогенераторах подвесных, так как они пропорциональны средней окружной скорости в степени $3/2$.

§ 1.4. КОРПУС СТАТОРА

Корпус статора — конструктивная часть гидрогенератора — служит для передачи на фундамент усилий от веса размещенных на нем узлов и деталей и электромагнитных усилий. На рис. 1.14 показан корпус статора, собранный в кольцо из шести частей. Каждая часть представляет собой конструкцию, сваренную из отдельных заготовок, вырезанных из толстолистного проката.

В корпусе статора различают верхнюю, среднюю и нижнюю части. К средней части крепят магнитопровод статора, называемый *сердечником*.

Она состоит из нескольких рядов горизонтальных полок, приваренных к наружной обшивке на расстоянии 400...500 мм друг от друга. К полкам средней части корпуса статора с внутренней стороны по образующей цилиндрической поверхности с помощью угольников приваривают клинья. Внутренняя сторона клиньев (противоположная месту приварки) обработана по форме ласточкина хвоста для сборки и крепления сердечника статора, как показано на рис. 1.15.

Верхняя часть корпуса статора должна быть выше лобовых частей и соединительных шин обмотки статора. На нее опирается верхняя крестовина

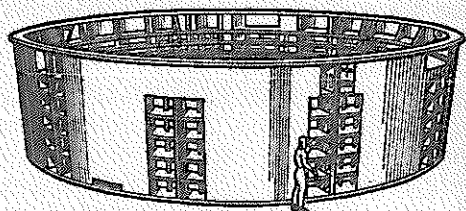


Рис. 1.14. Корпус статора, собранный в кольцо из шести секторов

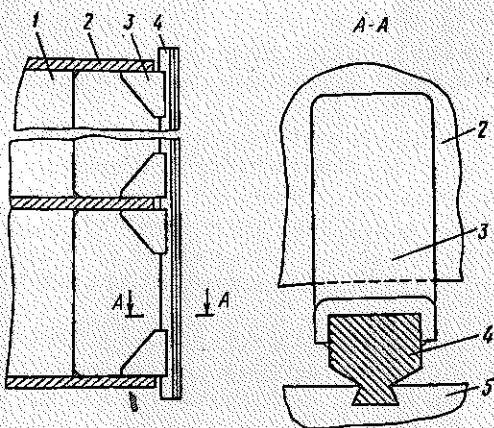


Рис. 1.15. Конструкция средней части корпуса статора, сопрягаемая с сердечником:

1 — ребро жесткости; 2 — горизонтальная полка; 3 — угольник; 4 — клин; 5 — сердечник

и перекрытие пола. Поэтому верхнюю горизонтальную полку, так же как и нижнюю, опирающуюся на фундамент, часто делают более толстой, чем полки средней части корпуса.

Между полками и к наружной обшивке приваривают ребра жесткости и угольники. Увеличение жесткости верхней части корпуса получают установкой дополнительных ребер, особенно в местах опор лап верхней крестовины. Для большей прочности полки скрепляют между собой сваренными в них массивными или труб-

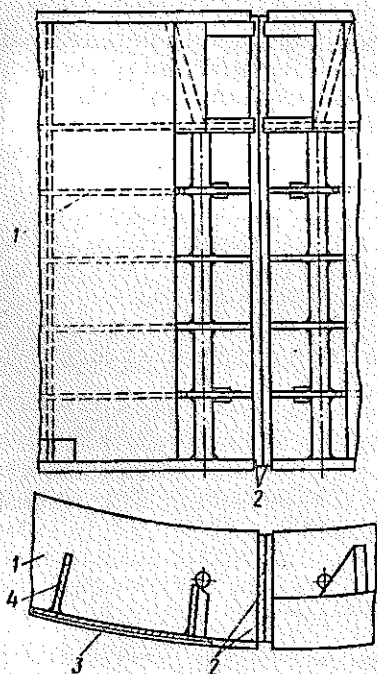


Рис. 1.16 Стык частей корпуса статора с помощью стыковых плит:

1 — полка корпуса статора; 2 — стыковые плиты; 3 — наружная обшивка; 4 — ребро жесткости

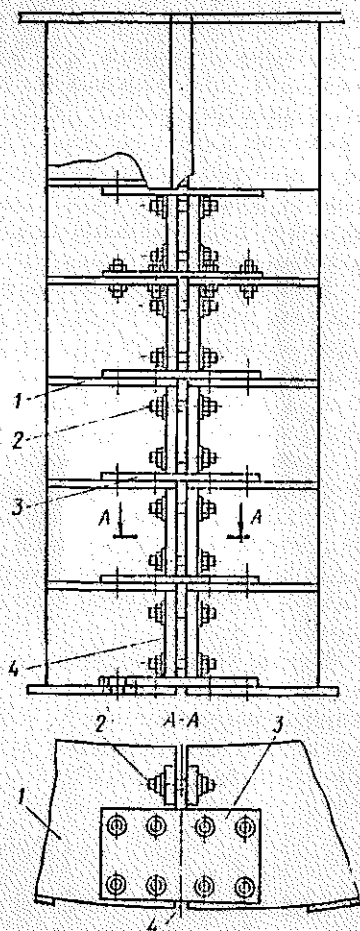


Рис. 1.17 Стык частей корпуса статора без стыковых плит:

1 — полка статора; 2 — стяжная шпилька; 3 — накладка; 4 — зазор между частями корпуса статора

чатыми круглыми стержнями. В наружной обшивке корпуса оставляют окна для выхода горячего воздуха из машины. В этих местах в гидрогенераторах устанавливают воздухоохладители.

По обоим торцам секторов корпуса статора приваривают стыковые плиты. При помощи шпилек, вставленных в отверстия плит, два смежных сектора соединяют между собой. Стыковые плиты должны точно и плотно прилегать друг к другу (рис. 1.16). Перед приваркой плиты предварительно обрабатывают, попарно скрепляют болтами и заштыфтовывают в плоскости разъема.

К недостаткам конструкции разъемных статоров со стыковыми плитами следует отнести необходимость сборки корпуса в кольцо перед приваркой стыковых плит, так как только при этом обеспечивается их плотность и точное прилегание друг к другу. Кроме того, в такой конструкции не обеспечивается плотное прилегание частей сердечника статора друг к другу в местах стыковки.

Приведенных недостатков позволяет избежать конструкция частей корпуса статора без стыковых плит. Отдельные части статора в такой конструкции стягиваются шпильками (рис. 1.17), а полки статора прочно скрепляются между собой массивными стальными накладками. При этом между торцевыми частями корпуса статора остается зазор, зато торцевые части сердечника соединены плотно.

В ряде конструкций по условиям компоновки гидрогенератора, его изготовления или по условиям монтажа на гидроэлектрической станции наружную часть корпуса статора выполняют не цилиндрической, а многогранной. На рис. 1.18 показан двенадцатигранный корпус статора, состоящий из шести частей.

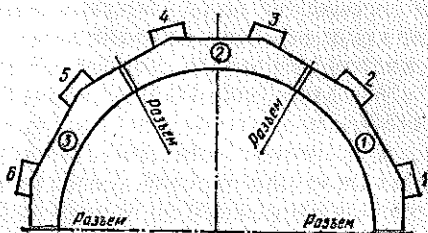


Рис. 1.18. Схема двенадцатигранного корпуса статора из шести частей:

цифры в кружочках означают номера частей корпуса; цифры 1...6 — номера фундаментных плиток, с помощью которых части статора крепятся к фундаменту

§ 1.5. СЕРДЕЧНИК СТАТОРА

Сердечник статора является магнитопроводом. Его собирают (шихтуют) из отдельных сегментов, изготавливаемых методом холодной штамповки из горяче- или холоднокатаной электротехнической стали толщиной 0,5 мм, легированной кремнием. Холоднокатаная сталь имеет лучшие электротехнические свойства (меньшие потери и большая магнитная проницаемость в сильных полях)

и лучшие механические свойства (меньшая коробоватость и разнотолщинность). Поэтому ее применение в крупных гидрогенераторах по сравнению с горячекатаной сталью дает возможность изготовить сердечник статора более монолитным и на 5...10% меньшей длины.

По внутренней дуге сегментов штампуют прямоугольной формы открытые пазы, чередующиеся с зубцами (рис. 1.19). В пазы закладывают обмотку статора, закрепляемую пазовыми клиньями. Пазовые клинья входят в специальный, предусмотренный для них паз между окончаниями соседних зубцов. По внешней дуге сегмента штампуют пазы специальной формы для крепления сердечника к корпусу статора.

Размеры сегментов, число пазов в них, размеры пазов и зубцов определяют из электромагнитного расчета. При сборке сердечника отдельные сегменты могут быть сдвинуты относительно друг друга так, что размеры паза «в свету» уменьшатся по сравнению с размерами пазов «в штампе». Чтобы размеры паза в свету соответствовали размерам, полученным из электромагнитного расчета, размеры паза в штампе увеличивают обычно по ширине на 0,5 мм, по высоте — на 0,2 мм. После штамповки сегменты имеют на контуре вырубку грат (заусенцы), который в собранном сердечнике замыкает листы стали между собой, что приводит к дополнительным потерям мощности в сердечнике и увеличенному его нагреву. Поэтому после штамповки сегменты обязательно проходят операцию снятия грата. Очищенные от грата сегменты покрывают прочной лаковой пленкой толщиной примерно 0,05 мм, которая предохраняет их от коррозии и создает электрическую изоляцию между ними в собранном сердечнике.

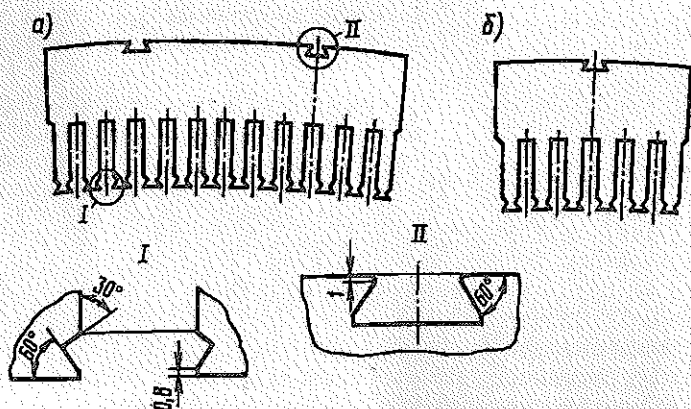


Рис. 1.19. Основной (а) и дополнительный (б) сегменты сердечника статора:

I — паз под клин для крепления обмотки статора; *II* — паз для крепления сердечника к корпусу статора

Чтобы обеспечить сердечнику наибольшую магнитную проводимость и механическую прочность, его собирают из отдельных сегментов известным способом вперекры, при котором стыки сегментов одного слоя перекрываются сегментами другого слоя. Если сердечник статора состоит из отдельных частей (секторов), то для обеспечения перекрытия сегментов у края сектора через один слой укладывают дополнительные укороченные сегменты, представляющие собой половину (или какую-либо часть) основного сегмента. Дополнительные сегменты получают, как и основные, холодной штамповкой специальным штампом или путем разрезания основного сегмента по середине паза или зубца, что определяется конструкцией стыка сердечника. Если стык сердечника происходит по пазу, то и сегмент разрезают по пазу. Для уплотнения стержня в стыковом пазу, заданные размеры которого трудно обеспечить, между стержнем и стенкой паза устанавливают гофрированные полупроводящие стеклотекстолитовые прокладки.

Если зубец широкий, то сегмент разрезают по зубцу и стык частей сердечника также будет по зубцу. При этом половинки зубца должны иметь достаточную механическую прочность.

В конструкции сердечника с воздушным охлаждением предусмотрены вентиляционные каналы, которые разделяют его на отдельные пакеты. Аксиальную длину каждого пакета принимают обычно 40...50 мм, а вентиляционного — 10 мм.

Вентиляционные каналы в сердечнике статора, необходимые для прохода воздуха и охлаждения стали, образуются специальными сегментами (рис. 1.20) с приваренными к ним распорками таврового сечения. Для лучшей приварки распорок сегменты штампуют из менее легированной стали. В зоне зубцов при небольшой их ширине ставят одну распорку, при широких зубцах — две распорки.

Приварка распорок приводит к неизбежному короблению вентиляционного сегмента и к перекоосу его зубцов, которые могут выступать в паз, где размещается обмотка статора, и повредить

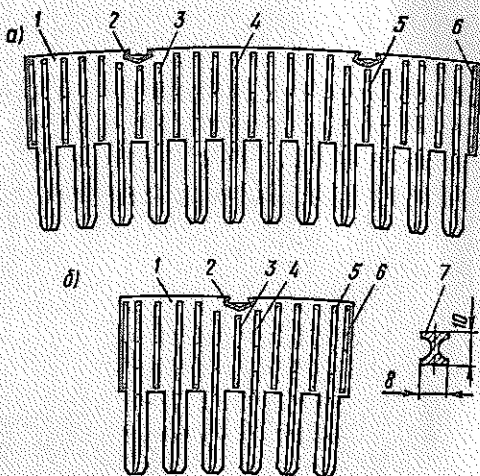


Рис. 1.20. Основной (а) и дополнительный (б) вентиляционные сегменты сердечника статора:

1 — сегмент; 2 — распорка, надеваемая на клин; 3, 6 — распорки разной длины специального профиля, приваренные к сегменту; 7 — профиль (поперечное сечение) распорки

ее изоляцию. Чтобы избежать этого, зубцы вентиляционных сегментов штампуют специальными штампами и делают их на 3...5 мм уже зубцов основных сегментов. Кроме того, распорки приваривают точечной сваркой в нескольких местах только в зоне спинки статора (к зубцам не приваривают). В этом случае коробление сегментов и перекос зубцов уменьшаются.

Для обеспечения лучших условий вхождения воздуха распорки утапливают в вентиляционный канал примерно на 2 мм от края зубцов, а торцы их скашивают.

Чтобы сердечник был монолитным, его прессуют в процессе сборки специальными прессами или стяжными шпильками после укладки сегментов примерно через каждые 500 м (по аксиальной длине). Полностью собранный магнитопровод подвергают окончательной опрессовке, после чего его стягивают шпильками с помощью нажимных гребенок (рис. 1.21), представляющих собой нажимную плиту с приваренными к ней нажимными пальцами, необходимыми для опрессовки зубцов сердечника.

Давление при опрессовке прессом достигает 2...2,2 МПа. После снятия прессы из-за деформации стяжных элементов и неупругих деформаций сегментов давление уменьшается. За расчетное давление на поверхности сегмента принимают давление, равное 1,5 МПа.

На рис. 1.22 показана конструкция статора гидрогенератора без обмотки. Сердечник в запрессованном состоянии удерживается нажимными плитами, стянутыми шпильками. С одной стороны нажимная плита через отжимные болты опирается на корпус статора, а с другой она передает усилия на магнитопровод через нажимные пальцы. Отжимные болты позволяют сравнительно просто осуществлять подпрессовку сердечника в эксплуатации.

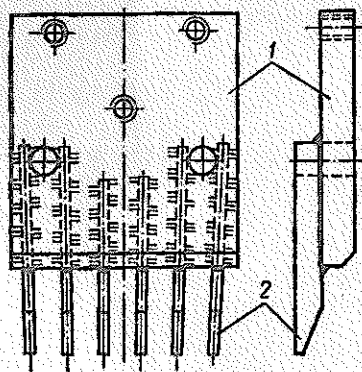


Рис. 1.21. Нажимная гребенка:

1 — нажимная плита; 2 — нажимный палец, приваренный к плите

Число стяжных шпилек на одну нажимную плиту принимают равным двум из условия более равномерного распределения усилия между шпильками, передаваемого им нажимной плитой

Количество стяжных шпилек на гидрогенераторе определяется значением полного усилия, создаваемого опрессованным сердечником. Стяжные шпильки изготавливают диаметром 36...42 мм из стали повышенного качества (например, марки Ст5). Нажимные плиты и пальцы изготавливают из обычной конструкционной стали (например, марки Ст3). Иногда по конструктивным и технологическим соображениям нижние

нажимные гребенки заменяют сплошным кольцом, объединенным с корпусом статора. Нажимные пальцы в этом случае приваривают к крайнему листу крайнего пакета сердечника. Чтобы уменьшить потери мощности и большие местные нагревы, вызванные торцевым магнитным полем (главным образом из-за вышучивания магнитного поля воздушного зазора), крайние пакеты сердечника делают ступенчатыми (рис. 1.23). Для этого в сегментах стали, укладываемых в крайние пакеты, обрезают зубцы по внутреннему радиусу. Размер ступенек принимают 6×6 мм. Ступенчатая форма крайнего пакета позволяет укоротить нажимной палец, уменьшить потери в нем и увеличить его жесткость.

В современных гидрогенераторах большой мощности для уменьшения потерь мощности и нагрева торцевой зоны крайние пакеты делают меньшей толщины; во всех зубцах крайних пакетов делают прорезы, не доходящие до основания зубцов на 10...15 мм. Нажимные гребенки и пальцы выполняют из немагнитной стали.

В ряде конструкций гидрогенераторов для увеличения монолитности сердечника применяют сборку сердечников в кольцо (без стыков отдельных частей) непосредственно на месте монтажа гидрогенераторов. При этом следует учитывать, что в работе сердечник на 15... 20 °С нагревается сильнее, чем корпус статора и его температурные расширения больше температурных расширений корпуса статора, с которым сердечник жестко скреплен приваренными к корпусу клиньями. В результате в корпусе возникают значительные растягивающие усилия, а в сердечнике сжимающие, которые могут вызвать потерю механической устойчивости пакетами сердечника статора и образованию в них волны,

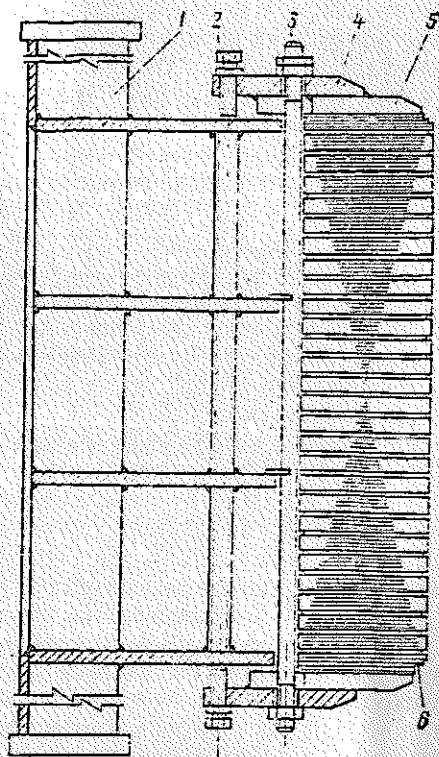


Рис. 1.22. Статор гидрогенератора без обмотки:

- 1 — корпус статора; 2 — отжимной болт;
- 3 — стяжная шпилька; 4 — нажимная плита;
- 5 — нажимной палец; 6 — сердечник

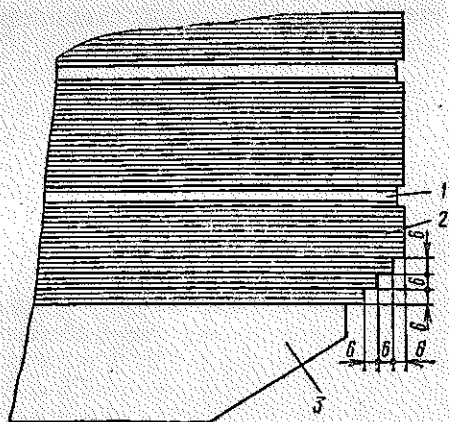


Рис. 1.23. Ступенчатый крайний пакет сердечника:

1 — распорка вентиляционного канала; 2 — крайний пакет; 3 — нажимной палец

что приведет к распрессовке сердечника. Чтобы избежать этого, сборку сердечников в кольцо проводят либо в предварительно сжатом корпусе либо предварительно растягивают сердечник и только после этого закрепляют его в корпусе.

В ЛПЭО «Электросила» был разработан метод, при котором сердечник собирается в кольцо на месте установки гидрогенератора на ГЭС на клинья, которые не приварены к корпусу, а только зафиксированы на нем временно. После окончательного опрессовывания сердечника клинья освобождаются от корпуса. Далее сердечник нагревают внешними источниками теплоты до температуры, превышающей на 15...20 °С температуру корпуса статора, что соответствует перепаду температур между ними в работе, и приваривают клинья к корпусу статора. При остывании сердечника в нем появляются растягивающие усилия, которые не приводят к негативным последствиям и пропадают при нагревании сердечника во время работы гидрогенератора.

§ 1.6. ОБМОТКА СТАТОРА

Обмотки статоров гидрогенераторов выполняют одно- или двухслойными, катушечными или стержневыми, волновыми или петлевыми.

Обычно применяют двухслойные обмотки, так как в них можно сделать практически такое укорочение шага, при котором значительно улучшаются формы кривых н. с. (м. д. с.) и ЭДС. Однослойные обмотки применяют крайне редко.

Сравнительно редко применяют в гидрогенераторах средней и большой мощности катушечные обмотки. Существенным недостатком катушечных обмоток является наличие витковой тонкой изоляции, которая часто повреждается при волновых процессах. Поэтому там, где это возможно, всегда применяют стержневые обмотки, толщина витковой изоляции в которых равна двойной толщине корпусной изоляции. Кроме более высокой надежности стержневые обмотки более просты в изготовлении и более технологичны, чем катушечные.

Только в гидрогенераторах сравнительно небольшой мощности и относительно высокого напряжения применяют катушечные обмотки с числом витков в катушке, равным двум или более. Обычно берут число витков в катушке 2...6. Применение стержневых обмоток в таких гидрогенераторах становится невозможным, так как это потребовало бы слишком большого количества пазов. При относительно небольших размерах гидрогенераторов зубцовое деление и ширина паза статора становятся настолько малыми, что в них нельзя разместить стержень обмотки соответствующего сечения.

На рис. 1.24 показана катушка петлевой обмотки из четырех витков. Каждый виток может состоять из нескольких элементарных проводников сечением не более 15...18 мм² марки ПСД. В катушке на рис. 1.24 каждый виток состоит из четырех элементарных проводников, имеющих общую витковую изоляцию обычно из микаленты или стекломикаленты. Размеры широкой и узкой сторон сечения элементарного проводника должны отличаться. Если размеры сторон близки, то проводники при намотке катушек будут перекручиваться. Большая сторона элементарного проводника располагается параллельно дну паза. Чтобы уменьшить добавочные потери мощности от полей пазового рассеяния, элементарные проводники в выводных концах катушек транспонируют (перекручивают) на 180° при соединении их с последующими катушками.

Стержневые обмотки состоят из одновитковых катушек (рис. 1.25). Каждая катушка обмотки состоит из двух полувитков — стержней, которые спаиваются между собой в лобовой части. Место спайки стержней называют *головкой*.

В многополюсных машинах, какими являются гидрогенераторы, применяют волновые стержневые обмотки, не требующие многочисленных соединений между отдельными группами катушек, расположенных под разными полюсами.

Чтобы уменьшить потери от вихревых токов, наведенных магнитным полем пазового рассеяния, стержни изготавливают из элементарных проводов с теплостойкой изоляцией из стекловолокна (марки ПСД), транспонированных (переплетенных) в пазовой части, например, как показано на рис. 1.26, а, б.

Электрическая изоляция стержней от сердечника

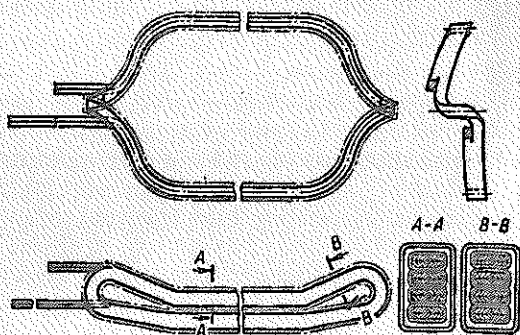


Рис. 1.24. Четырехвитковая катушка петлевой обмотки гидрогенератора

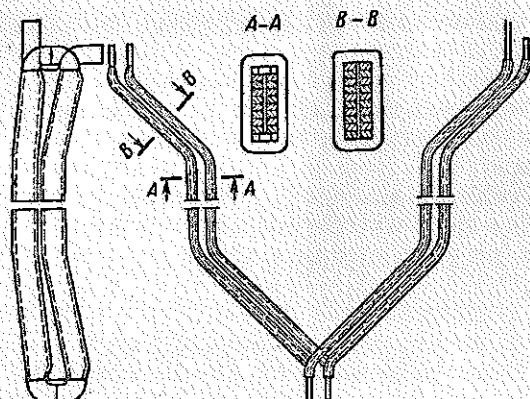


Рис. 1.25. Одновитковая катушка волновой обмотки, состоящая из двух стержней

и конструктивных частей статора может выполняться термопластичной или термореактивной. При термопластичной изоляции на предварительно пропитанные битумным компаундом и отформованные стержни накладывают определенное количество слоев микаленты, зависящее от номинального напряжения машины. В процессе наложения слоев микаленты стержни несколько раз подвергают компаундировке. Каждая компаундировка (пропитка битумным компаундом) сопровождается вакуумной сушкой, при которой удаляется растворитель из слоев микаленты.

Недостаток термопластичной изоляции — ее размягчение при нагревании, что приводит при длительной эксплуатации к вытеканию битумного компаунда из стержней. В последнее время термопластичную изоляцию в гидрогенераторах не применяют.

Стержни обмоток всех современных гидрогенераторов имеют термореактивную изоляцию типа монолит, слюдотерм, ВЭС-2, термопластик и др. Изоляцию типа монолит выполняют из определенного количества слоев сухой стеклослюдянитовой ленты (количество слоев определяется номинальным напряжением) с последующей вакуумной сушкой и пропиткой термореактивным компаундом на основе эпоксидных и полиэфирных смол горячего отвержде-

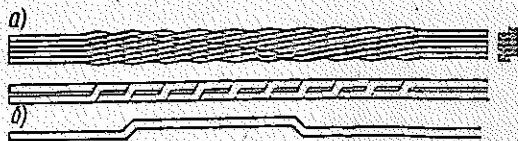


Рис. 1.26. Схема транспозиции стержня обмотки:

a — транспонированный стержень; *б* — элементарный проводник стержня

ния. Изоляцию типа слюдотерм, ВЭС-2 выполняют на основе предварительно пропитанных лент без последующей вакуумной сушки и пропитки.

Характерной особенностью термореактивной изоляции по сравнению с термопластичной является повышенная электрическая и механическая прочность, повышенная тепловая стойкость и большая теплопроводность.

Уложенные в пазы сердечника статора стержни обмотки спаивают в головках между собой по соответствующей схеме. Для пайки применяют твердые припои (ПСР), содержащие серебро. Пропаивные головки стержней изолируют либо с помощью коробочек из изоляционного материала, заполняемых термореактивным компаундом, либо несколькими слоями специальной изоленды, лакоткани и др.

§ 1.7. ВЛИЯНИЕ МОМЕНТА ИНЕРЦИИ РОТОРА И УГОННОЙ ЧАСТОТЫ ВРАЩЕНИЯ НА ЕГО КОНСТРУКЦИЮ

Момент инерции ротора. Приводными двигателями гидрогенераторов являются гидравлические турбины. Чтобы частота вращения ротора была постоянной (синхронной), каждому изменению противодействующего электромагнитного момента гидрогенератора, связанного с изменением отдаваемой им в сеть электрической мощности, должно соответствовать одновременное изменение механического вращающего момента турбины. При нарушении этого равновесия частота вращения будет изменяться.

Поддержание равновесия противодействующего генераторного и вращающего турбинного моментов осуществляется регулятором частоты вращения, который, воздействуя на лопатки направляющего аппарата турбины, открывает или закрывает их и тем самым регулирует количество воды, поступающей на рабочее колесо турбины, а следовательно, и вращающий момент. Однако при сбросе нагрузки с генератора нельзя быстро закрыть лопатки направляющего аппарата из-за явления гидравлического удара, приводящего к разрушению водоводов, по которым подводится вода к рабочему колесу турбины, и других гидроустройств. Чтобы избежать гидравлического удара, система регулирования должна срабатывать не сразу, а с некоторым запаздыванием во времени и сравнительно медленно (за несколько секунд) закрыть лопатки направляющего аппарата при сбросе нагрузки с генератора. За это время частота вращения ротора возрастает.

Если момент инерции ротора небольшой, то частота вращения возрастает быстро и достигает большого значения за время срабатывания системы регулирования; если же момент инерции ротора большой, то частота вращения за то же время изменится

незначительно. Масса ротора в гидрогенераторе является аккумулятором кинетической энергии: накапливает ее при ускорении вращения и отдает при замедлении вращения. Чем больше масса ротора, тем больше момент инерции и тем меньше изменение частоты вращения за время срабатывания системы регулирования при изменении нагрузки гидрогенератора.

Обычно значение момента инерции выбирают таким образом, чтобы частота вращения ротора возросла бы не более чем на 30...40% за время срабатывания системы регулирования при полном сбросе нагрузки гидрогенератора от номинальной до нуля.

Момент инерции гидроагрегата определяется в основном моментом инерции ротора гидрогенератора, так как момент инерции рабочего колеса турбины вследствие малого его диаметра и относительно небольшой массы составляет лишь небольшую часть его. Поскольку момент инерции определяется массой и квадратом радиуса инерции, то для обеспечения необходимого значения момента инерции гидрогенераторы выполняют с достаточно большими диаметрами роторов. В отдельных конструкциях требуемый момент инерции удается получить только за счет специального утяжеления ротора.

Угонная частота вращения. Гидравлические турбины, приводящие гидрогенератор во вращение, имеют наибольший к. п. д. при частоте вращения, в два-три раза меньшей максимальной, которую они могут развивать без нагрузки. Номинальный режим работы турбины рассчитывают при наибольшем к. п. д. При этом через турбину проходит расчетный поток воды, создающий номинальный момент на валу при полностью открытом направляющем аппарате.

Если допустить, что происходит полный сброс нагрузки (генератор отключается от нагрузки), а система регулирования неисправна и направляющий аппарат турбины остается полностью открытым, то турбина при отсутствии противодействующего момента за несколько секунд раскрутит гидрогенератор до частоты вращения, равной максимальной или угонной частоте вращения турбины. Угонная частота вращения в зависимости от типа турбины может превосходить номинальную в 1,8...3,5 раза.

Случаи ухода гидрогенератора «в угон» крайне редки, так как это связано с отказом системы регулирования, которая в последнее время выполняется очень надежной. Тем не менее механическая прочность ротора гидрогенератора должна быть рассчитана так, чтобы при угонной частоте вращения механические напряжения материалов в роторе не превосходили пределов текучести и деформация обода ротора была не более размера воздушного зазора. Поэтому для расчета ротора на механическую прочность принимают угонную частоту вращения. После того как гидро-

генератор вращался с угонной частотой, он должен быть остановлен для тщательного осмотра, а если это требуется, то и для ремонта.

§ 1.8. КОНСТРУКТИВНЫЕ ТИПЫ РОТОРОВ

Основными частями ротора являются вал, остов, обод, полюсы с обмоткой возбуждения, вентилятор и тормозные сегменты. Ротор гидрогенератора является прежде всего индуктором, создающим магнитное поле в машине при холостом ходе и участвующим совместно со статором в создании магнитного поля при различных нагрузках. Кроме того, ротор является маховиком, обладающим необходимым моментом инерции, вентилятором, создающим движение воздуха (вентиляции) для охлаждения гидрогенератора, и тормозным диском для его торможения при остановке.

При изготовлении ротора необходимо предусматривать возможность его транспортировки на место монтажа. Если размеры ротора превышают транспортные габариты, его конструкция должна предусматривать частичную или полную разборку и транспортировку отдельных частей ротора с последующей сборкой их на месте монтажа. Наибольшие размеры неразъемной части ротора, как правило, определяются транспортными габаритами.

В пазовой части стержни прочно закрепляют с помощью клиньев из гетинакса, текстолита, стеклотекстолита или другого изоляционного материала. По длине паза забивают несколько клиньев длиной 150...200 мм. Чтобы воздух лучше входил в вентиляционные каналы, на клиньях делают скосы 1, находящиеся напротив каналов (рис. 1.27).

Для большей плотности крепления обмотки в паз под клин, между стержнями и на дно паза, между стенками паза и стержнями закладывают специальные уплотняющие прокладки. Крайние нижние клинья закрепляют, чтобы предотвратить их выпадание из паза.

С целью контроля температуры обмотки статора в некоторые пазы закладывают термометры сопротивления между стержнями, на дно паза и непосредственно на стержни под клин. Выводы проводов от термосопротивлений делают через вентиляционные каналы сердечника.

Лобовые части обмотки статора удерживаются бандажными кольцами (рис. 1.28) от деформаций и вибраций при действии на них усилий, особенно значительных при внезапных коротких

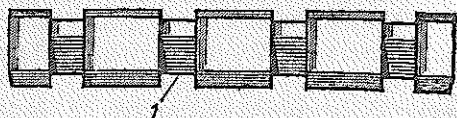


Рис. 1.27. Пазовый клин магнитопровода статора

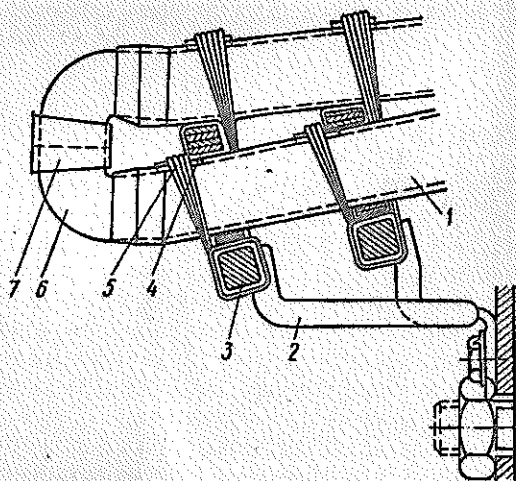


Рис. 1.28. Крепление лобовых частей обмотки статора к бандажным кольцам:

1 — лобовая часть стержня; 2 — кронштейн; 3 — бандажное кольцо; 4 — прокладка; 5 — шнуровой бандаж; 6 — изолированная головка стержней; 7 — комуты для спайки стержней

лобовых частей, а также между верхним и нижним слоями прокладывают полосы из лакированного электрокартона, а между лобовыми частями рядом лежащих стержней одного и того же слоя через каждые 100...200 мм устанавливают дистанционные распорки из прочного изоляционного материала типа стеклотекстолита, текстолита и т. п.

В современных гидрогенераторах от бандажных колец отказываются, а крепление лобовых частей обмоток осуществляют прочной взаимной вязкой стержней самоусаживающимися шнурами (например, лавсановыми), после чего они образуют прочную жесткую конструкцию, способную противостоять усилиям, действующим на них.

Начала и концы фаз собирают в двух местах в соответствии со схемой обмотки. Выводные концы выполняют в виде отдельных изолированных шин, которые проходят через изоляционные плиты, закрывающие собой окна, сделанные специально для этих целей в обшивке корпуса (рис. 1.29). Трехфазная обмотка статора, как правило, соединяется в звезду вне корпуса отдельными шинами.

При наличии в обмотке нескольких параллельных ветвей их соединение по схеме осуществляют через специальные соединительные шины, расположенные за лобовыми частями обмотки. Соединительные шины изолированы и размещены между изоляционными плитами, стянутыми болтами из немагнитной стали, укрепленными на нажимной плите или корпусе статора (рис. 1.29).

замыканиях. В крупных гидрогенераторах бандажные кольца выполняют из немагнитной стали, так как они находятся в переменном магнитном поле рассеяния лобовых частей и потери мощности в них существенно возрастают, если их выполнить из магнитного материала. Число бандажных колец определяется обеспечением необходимой прочности и жесткости конструкции. Кольца состоят из отдельных частей, их крепят с помощью кронштейнов к нажимным плитам сердечника статора.

Между бандажным кольцом и нижним слоем

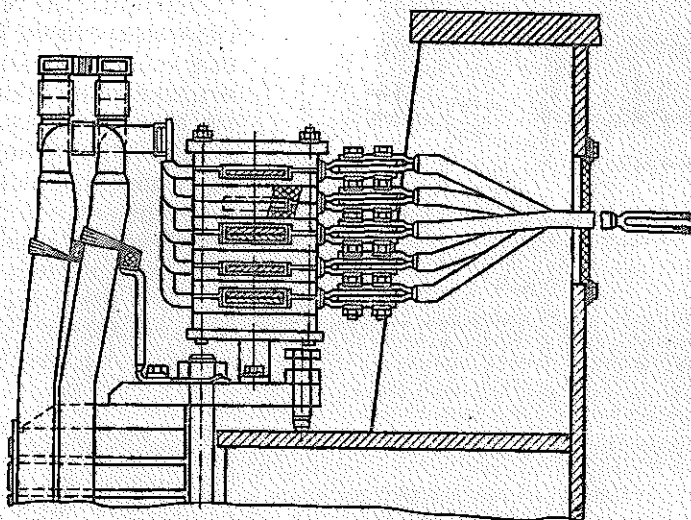


Рис. 1.29. Выводы шин

Конструктивный тип ротора зависит от конструкции его остова и обода. Остов представляет собой внутреннюю часть ротора, насаживаемую непосредственно на вал. На нем крепят обод ротора, являющийся магнитопроводом, на обode ротора — полюсы. Конструкция остова и обода ротора определяется их прочностью и условиями транспортировки. Остова выполняют двух основных типов: дисковые и спицевые. Ободы изготовляют литыми, коваными дисковыми или собранными вперекрой из отдельных сегментов стали. В быстроходных гидрогенераторах остов и обод ротора часто конструктивно представляют собой одно целое.

Роторы с общим дисковым остовом-ободом. Роторы, в которых остов и обод представляют собой одно целое, являются неразборными конструкциями (рис. 1.30). Остов изготовляют из отдельных дисков, собранных в пакеты, разделенных между собой вентиляционными каналами. Контуры дисков, отверстия в них и Т-образные пазы для крепления полюсов вырезают по копиру газорезательными аппаратами из листов стали марки Ст3 толщиной не более 40...50 мм. Более толстые листы стали для изготовления дисков не применяют, так как они имеют, как и все листы, коробоватость и разнотолщинность, а это затруднило бы сборку из них плотного пакета остова ротора без предварительной механической обработки каждого листа. Наружную поверхность остова выполняют многогранной, причем число граней равно числу полюсов ротора. Т-образные пазы для крепления полюсов, а также центральное отверстие для вала и шпоночную канавку остова подвергают механической

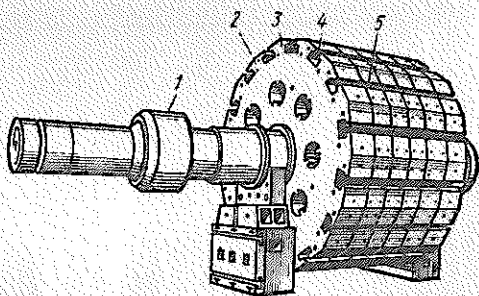


Рис. 1.30. Дисковый остов-обод ротора быстроходного гидрогенератора, насаженный непосредственно на вал:

1 — вал; 2 — диск остова; 3 — электрозащелка; 4 — Т-образный паз; 5 — вентиляционный канал

пакетов шпильками вентиляционный канал может быть образован гайками стяжных шпилек пакетов, расположенных по concentрическим окружностям, как показано на рис. 1.31. После стяжки пакетов шпильками гайки приваривают к крайним дискам. Торцевую часть гаек со стороны вентиляционного канала обрабатывают так, что гайки смежных пакетов, находящиеся друг против друга, образуют замок.

Для каждого пакета, насаживаемого на вал, выбирают разные в ступенчатой последовательности посадочные диаметры, причем наибольший диаметр посадки берут для диска, который первым насаживают на вал. Прессовая посадка на вал отдельных пакетов с уменьшающимися диаметрами осевых отверстий значительно облегчает эту операцию, так как для первого пакета посадочной поверхностью вала будет поверхность только его крайней последней ступени, для второго — предпоследней ступени и т. д. После сборки всего остова-обода окончательно обрабатывают его грани и Т-образные пазы для крепления полюсов.

Диски могут быть не только цельными, но и состоящими из двух половин, сваренных между собой. Пакеты остова-обода собирают также и из полудисков меньшей толщины, не сваренных между собой. Для получения наибольшего возможного сечения на разрыв при сборке ротора место стыка полудисков при укладывании каждого следующего слоя смещается на минимально возможное число полюсных делений. Число делений, на которое смещается полудиск, зависит от числа осевых вентиляционных каналов в диске. Необходимо, чтобы при каждом из смещений полудисков все отверстия последующего слоя дисков находились против отверстий предыдущего слоя. Собранные в пакеты диски соединяют стяжными шпильками, проходящими через отверстия в пакетах, либо при

кой обработке. Диски в пакетах остова соединяют с помощью электрозащелпок (рис. 1.30) или пробочных швов, накладываемых по периметрам отверстий, вырезанных в дисках для облегчения остова и для подачи охлаждающего воздуха в вентиляционные каналы.

Вентиляционные каналы между пакетами образуются распорками двутаврового или корытообразного сечения, привариваемыми к крайнему диску пакета. При стяжке

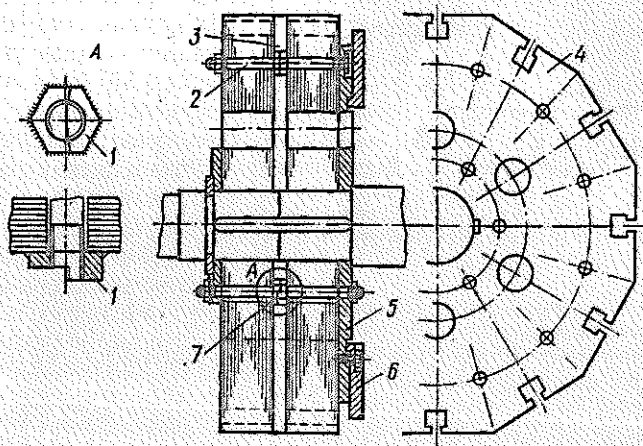


Рис. 1.31. Дисковый остов-обод со ступенчатой обработкой стяжных шпильки:

1 — гайка; 2 — стяжная шпилька; 3 — вентиляционный канал; 4 — диск пацета; 5 — утолщенный нижний диск; 6 — тормозной сегмент; 7 — замок, образованный двумя гайками

помощи пробочных электросварочных швов или электрических заклепок.

Тормозные сегменты в вертикальных гидрогенераторах с дисковым остовом-ободом, собранным из сравнительно тонких листов стали, прикрепляют к утолщенному нижнему диску (рис. 1.31).

Роторы с раздельным остовом и ободом. В гидрогенераторах сравнительно небольшой мощности с диаметром остова ротора, не превышающим 4,5...5 м, его конструкция может быть неразборной. На рис. 1.32 показана простая технологичная конструкция дискового барабанного остова, состоящего из центральной втулки с приваренными к ней дисками. По внешней окружности дисков приварены клиновые брусья, на которые насаживают обод.

Обод может быть массивным, если его размеры не превышают железнодорожных габаритов, или собранным из отдельных сегментов (шихтованным).

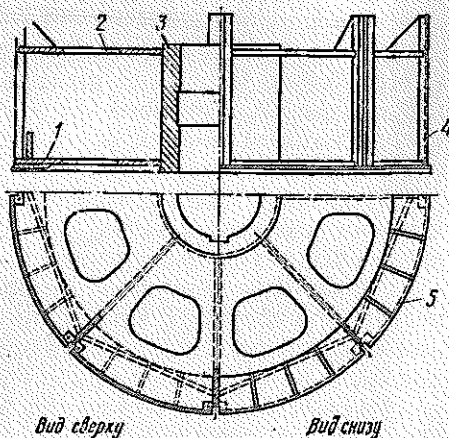


Рис. 1.32. Дисковый неразъемный остов ротора:

1, 2 — диски; 3 — втулка; 4 — брусья; 5 — тормозной сегмент

Остовы роторов, диаметры которых превышают 4,5...5 м, выполняют по условиям их перевозки по железной дороге спицевыми, разъемными. Спицевые остовы можно разделить на два типа по способу крепления спиц к втулке или центральной части. На рис. 1.33 центральную часть остова ротора образует втулка, насаживаемая на вал. В больших гидрогенераторах втулка представляет собой крупногабаритную деталь с массой, достигающей нескольких десятков тонн. Ее изготавливают целиком отливкой с последующим большим объемом механических работ или отливкой отдельных частей втулки с последующей их сваркой и механической обработкой.

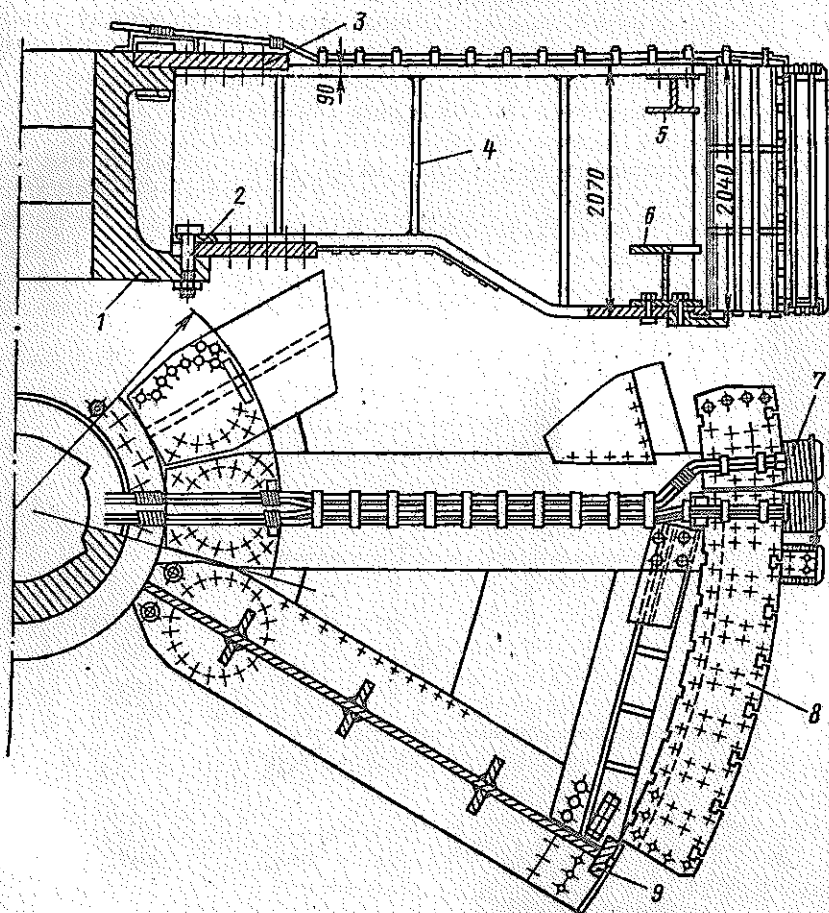


Рис. 1.33. Спицевый остов ротора с шихтованным сегментным ободом:

1 — втулка; 2, 3 — конические шпильки; 4 — спица ротора; 5, 6 — балочки жесткости; 7 — болт;
8 — сегмент обода; 9 — клиновой брус

К кольцевым фланцам втулки с помощью конических шпилек с конусностью 1:200 крепят диски, изготовленные из толстолистовой стали марки Ст3. В крупных гидрогенераторах диски выполняют из двух полудисков, сваренных встык ванно-шлаковой сваркой. Для снятия напряжений диски отжигают и только после этого подвергают механической обработке. К дискам прикрепляют спицы ротора конусными шпильками той же конусности 1:200.

Спицы остова ротора выполняют сварными из толстолистовой стали Ст3 (рис. 1.34). К верхней и нижней полкам спицы у внутреннего ее конца приваривают две накладки, опорные поверхности которых, сопрягаемые с верхним и нижним дисками ротора, строго параллельны и обработаны с соблюдением допуска между ними. К внешнему концу спицы приваривают клиновидный брус, обработанная вертикальная поверхность которого должна быть перпендикулярна опорным поверхностям накладок и полок спиц. Нижняя часть клиновидного бруса заканчивается буртиком (зубом), имеющим горизонтальную опорную поверхность, на которую опирается нижний кольцевой слой сегментов обода ротора. В верхней части клиновидного бруса имеется горизонтальный паз, в который закладывают шпонку, предотвращающую скольжение обода ротора относительно остова при его подъеме на тормозах-домкратах. В вертикальные пазы клиновидных брусков спиц закладывают клиновые шпонки для расклиновки обода ротора.

В генераторах небольшой мощности и габаритов со спицевым остовом ротора спицы выполняют из проката двутаврового сечения. В роторах больших диаметров между спицами вблизи обода могут быть установлены балочки (см. рис. 1.33), которые придают

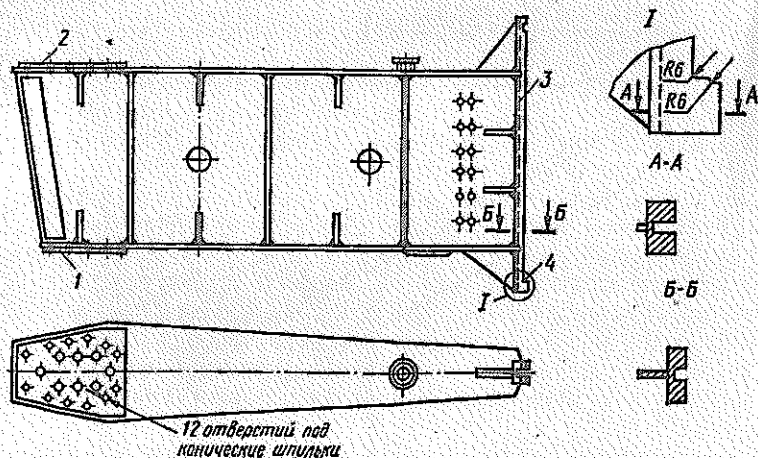


Рис. 1.34. Спица остова ротора:

1, 2 — накладки; 3 — клиновидный брус; 4 — нижний буртик (зуб) клиновидного бруса

дополнительную жесткость спицам ротора. Нижние балочки выбирают более жесткими, так как к ним крепят тормозные сегменты ротора.

Разновидностью спицевой конструкции остова является остов, в котором спицы крепят не к втулке, насаживаемой на вал, а к двум параллельным фланцам, откованным заодно с валом. В этом случае ротор не имеет втулки. Спицы крепят к фланцам коническими шпильками.

В описанных конструкциях роторов со спицевыми остовами, применяемых в гидрогенераторостроении, существует только тангенциальная связь между спицами и ободом ротора. В радиальном направлении связь отсутствует. Благодаря этому в ободе ротора возникают только растягивающие напряжения. Напряжения изгиба, присущие роторам со спицами, радиально связанными с ободом, здесь отсутствуют, что является большим преимуществом роторов со свободным ободом. Недостаток таких роторов — высокие растягивающие напряжения при угонной скорости вращения, обусловленные центробежными силами, которые вызывают значительную деформацию обода, увеличивающую его диаметр на несколько миллиметров. В результате такой деформации может произойти смещение центра тяжести ротора, что приведет к недопустимой вибрации гидрогенератора. Чтобы избежать этого, обод насаживают на остов горячей прессовой посадкой. Обод разогревают до температуры $80...100^{\circ}\text{C}$ и расклинивают по торцам спиц массивными клиньями. Получаемый при остывании обода натяг выбирают равным тому зазору, который мог бы получиться вследствие деформации обода при вращении ротора с угонной скоростью, если обод расклинивать в холодном состоянии. В эксплуатации периодически перекаливают обод ротора.

В мощных крупных гидрогенераторах при спицевой конструкции остова ротора ограничивается усилие натяга, развиваемое при горячем расклинивании обода ротора, так как это усилие со спицы передается на конические шпильки, крепящие спицы к втулке, и в них могут возникнуть опасные напряжения.

Конструкция сопряжения роторной звезды с валом, обеспечивающая достаточный первоначальный натяг обода ротора в мощных гидрогенераторах, изображена на рис. 1.35. В этой конструкции остова ротора отсутствует втулка сложной конфигурации с большим объемом механической обработки. Центральная сварная часть остова состоит из литой втулки простейшей конфигурации, двух дисков (верхнего и нижнего), насаженных на выточки втулки, вертикальных стенок-ребер и нижнего фланца, к которому крепят диск подпятника.

Сдвоенные спицы, несущие по два клиновидных бруса, соединены с центральной частью остова при помощи стыковых плит, воспринимающих усилия при горячем расклинивании обода ротора.

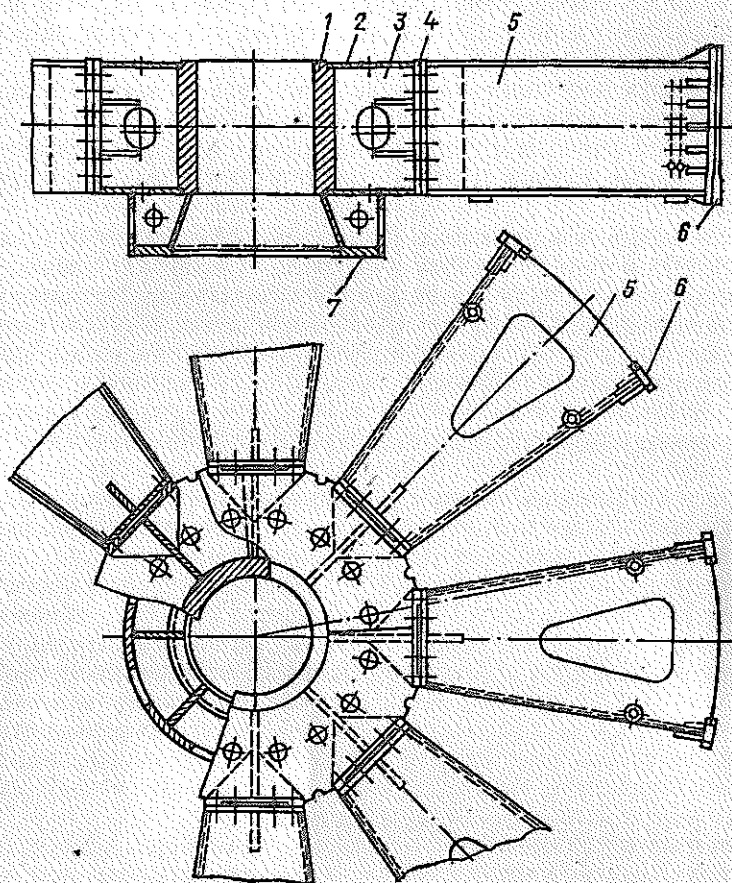


Рис. 1.35. Остов ротора со спицами, сопрягаемыми со сварной центральной частью стыковыми плитами:

1 — литая втулка; 2 — диск; 3 — ребро жесткости; 4 — стыковые плиты; 5 — спица; 6 — клиновое ребро; 7 — нижний фланец

Трапециевидальная форма спиц остова с широкой стороной трапеции, обращенной к ободу, с двумя вертикальными стенками, имеющими примерно радиальное направление, позволяет получить максимальный момент сечения спицы при минимальной массе. Такие спицы хорошо приспособлены для передачи вращающего момента и момента от веса обода и полюсов. Конструкция остова (рис. 1.35) целиком сварная из листовой стали, что удешевляет ее по сравнению с конструкциями с массивными стальными литыми втулками.

§ 1.9. СЕГМЕНТНЫЕ ОБОДЫ РОТОРОВ

Ободы роторов, размеры которых превышают железнодорожные габариты, как правило, изготовляют из отдельных сегментов толщиной 3...5 мм, собранных вперекрой. При относительно небольших механических напряжениях в ободе сегменты выштамповывают из листовой стали марки Ст3 с пределом текучести 240 МПа. В гидрогенераторах с большими механическими напряжениями, возникающими при угонной частоте вращения, сегменты ободов изготовляют из стали 35 с пределом текучести 320...340 МПа.

Собирают обод ротора и навешивают полюсы на обод на месте монтажа гидрогенератора на специальной монтажной площадке (рис. 1.36), размеры которой для удобства работ на 1,5...2 м превышают диаметр ротора. Размеры шахты в центре монтажной площадки должны обеспечить проход фланцу вала и закрепление его на дне шахты.

Поверхности сегментов обода ротора перед сборкой тщательно очищают от антикоррозийного масляного покрытия, наложенного на них перед отправкой с завода, а также от следов коррозии и заусенцев.

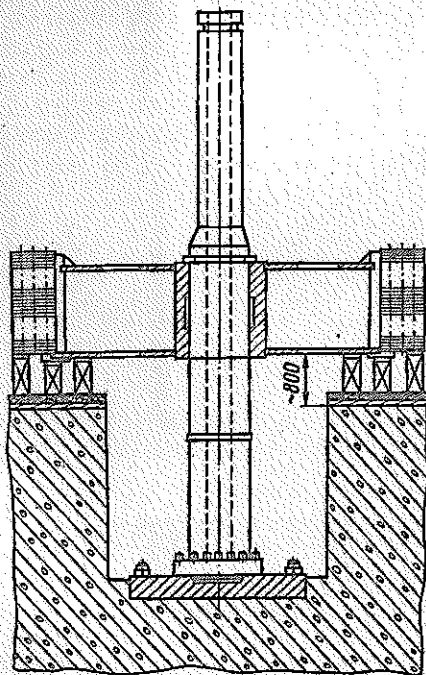


Рис. 1.36. Ротор гидрогенератора (без полюсов) на монтажной площадке

Вследствие неодинаковой толщины проката листов стали, из которых штампуют сегменты, масса сегментов оказывается различной. При сборке обода ротора может оказаться, что сегменты с большей массой будут на одной стороне обода, а с меньшей — на другой. Это приведет к большому небалансу ротора. Во избежание этого очищенные сегменты взвешивают и распределяют по группам одинаковой массы так, что сегменты одной группы не различаются более чем на 0,5 кг. В процессе сборки строго следят за равномерным распределением сегментов разной массы по окружности обода.

Конструкция сегментов показана на рис. 1.37. Через отверстия в сегментах проходят стяжные шпильки обода. По внутренней дуге сегментов шта-

мпуют прямоугольные пазы для посадки их на клиновые брусья остова ротора. По наружной дуге сегментов штампуют пазы для крепления полюсов. Расстояние между пазами выбирают равным полюсному делению τ (рис. 1.37, а) или половине полюсного деления τ (рис. 1.37, б).

При сборке обода из сегментов конструкции, изображенной на рис. 1.37, а, сегменты одного слоя сдвигаются по отношению к другому слою на одно полюсное деление. При этом из каждой четырех слоев сегментов на растяжение при вращении ротора работают только три слоя. Прочность обода ротора значительно повышается, если его собирают вперекрой из сегментов, изображенных на рис. 1.37, б, со сдвигом одного слоя по отношению к другому на половину полюсного деления. В этом случае из каждой восьми слоев сегментов на растяжение работают семь. Еще большую прочность сегментного обода можно получить сваркой стыков сегментов.

Сегменты обода собирают на стяжные шпильки. Не менее трех шпилек на сегмент ставят постоянные, остальные временные, которые заменяют постоянными после сборки и окончательной опрессовки обода.

Нижний ряд сегментов опирается на опорный зуб клинового бруса. Переход к опорному зубу (буртику) на клиновом брусе осуществлен по радиусу, поэтому у сегментов нижнего ряда по внутренней дуге снимают фаску, соответствующую этому радиусу.

При сборке следят за правильным чередованием укладки сегментов с канавками для пружин под обмоткой полюсов, а также сегментов с вентиляционными распорками, образующими вентиляционные каналы в обode ротора.

По мере сборки обода через каждые 600...700 мм его высоты опрессовывают сердечник всеми шпильками, расположенными равномерно по окружности. После сборки всех сегментов обода стягивающие шпильки туго затягивают. Затем заменяют временные шпильки постоянными, окончательно стягивают обод и для предотвращения самоотвинчива-

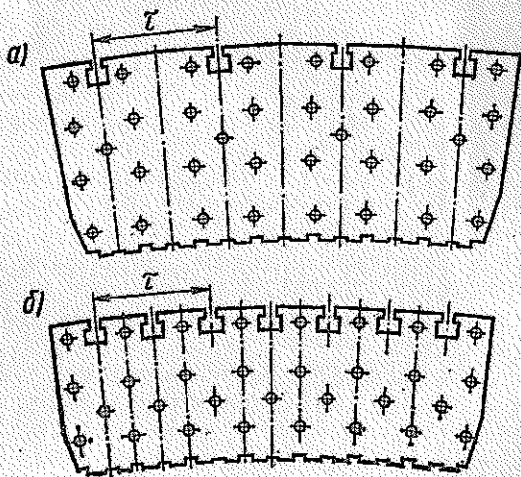


Рис. 1.37. Сегменты обода ротора

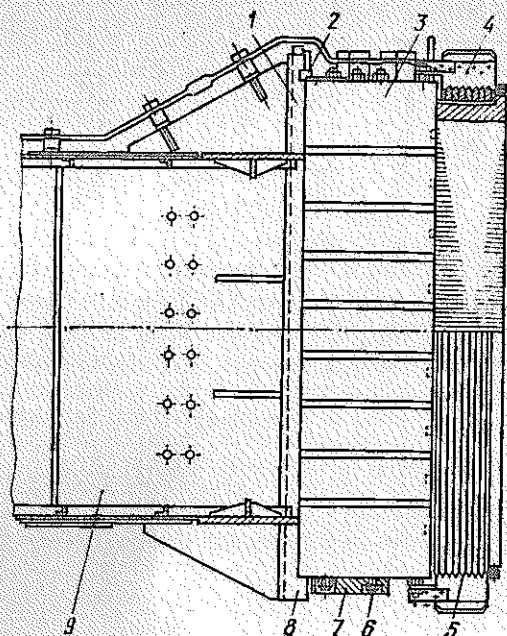


Рис. 1.38. Сегментный обод ротора, закрепленный на осто́ве:

1 — клиновое брус; 2 — шпонка в горизонтальном пазу клинового бруса; 3 — обод; 4 — вентиляционная лопатка; 5 — полюс; 6 — стяжная шпилька; 7 — тормозной сегмент; 8 — опорный зуб (буртик) клинового бруса; 9 — шпала осто́ва ротора

ния прихватывают сваркой гайки шпилек по одной грани сверху и снизу.

Если сегменты обода ротора штампуют комбинированным штампом не за один удар пресса, а поперечно с передвижением заготовки сегмента на одно или два полюсных деления, то возможна некоторая ошибка в шаге. При укладке таких сегментов может получиться частичный перекрой цилиндрических отверстий и прямоугольных пазов сегментов. Для устранения перекроя отверстия под стяжные шпильки и пазы сегментов прошивают (дорнуют) специальными прошивками (дорнами) после окончательной сборки и стяжки сердечника обода ротора.

Собранный и стянутый шпильками обод разогревают либо индукционным способом, либо током

обмотки возбуждения до необходимой температуры (80...100 °С) и расклинивают на клиновых брусках спиц клиновыми шпонками. При остывании обод получает необходимый натяг.

Для предотвращения скольжения обода ротора относительно осто́ва при подъеме ротора на тормозах-домкратах в верхней части клиновых брусков имеются горизонтальные пазы, в которые закладывают шпонки.

К торцевым частям обода крепят вентиляционные лопатки, обеспечивающие обдув лобовых частей обмотки, а также поступление воздуха в воздушный зазор и междуполюсное пространство (рис. 1.38).

В нижней части ротора укрепляют тормозные сегменты. В зависимости от конструкции ротора тормозные сегменты размещают на осто́ве (см. рис. 1.10; 1.12), либо на ободе ротора (см. рис. 1.9; 1.11; 1.13). К ободу ротора тормозные сегменты (рис. 1.39) крепят стяжными шпильками, гайки которых утоплены в отверстиях сегментов. Тормозные сегменты изготавливают из стали. Для увеличения по-

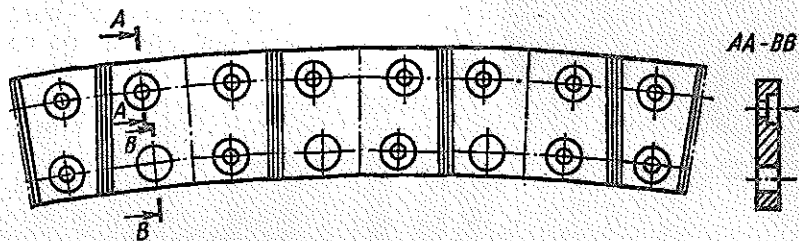


Рис. 1.39. Тормозной сегмент

верхности охлаждения сегментов и лучшей вентиляции в них предусмотрены радиальные пазы. Поверхность трения сегментов тщательно обрабатывают после установки их на место, т. е. в полностью собранном роторе.

§ 1.10. ПОЛЮСЫ РОТОРА. ОБМОТКА ВОЗБУЖДЕНИЯ

Полос ротора представляет собой стальной магнитопровод или сердечник с надетой на него катушкой обмотки возбуждения. Почти все гидрогенераторы выполняют с демпферной обмоткой, которую размещают в пазах, выштампованных в наконечниках сердечников полюсов.

Сердечник полюса. В сердечнике полюса условно различают наконечник, форма и размеры которого определяются из электромагнитного и механического расчетов, собственно сердечник и хвост, с помощью которого полюс крепят к ободу (рис. 1.40); чаще всего хвосты имеют молоткообразную (Т-образную) форму. В гидрогенераторах сравнительно небольшой мощности можно встретить хвосты, выполненные по форме ласточкина хвоста, или крепление полюсов с помощью болтов, когда хвосты у сердечников полюсов вообще отсутствуют.

Сердечники полюсов делают двух типов: массивными коваными с последующей механической обработкой или собранными из отдельных листов (шихтованными). В гидрогенераторах в основном применяют шихтованные сердечники полюсов. Листы сердечника полюса получают холодной штамповкой из обычной низкоуглеродистой стали, например марки Ст3 толщиной 1 или 1,5 мм. Штампованные листы полюса собирают на стяжные шпильки в сердечник. По торцам сердечника устанавливают массивные стальные кованые щеки специального профиля. Гайки стяжных шпилек утапливают в предусмотренные в щеке выемки. Собранный сердечник полюса для придания ему монолитности опрессовывают давлением, достигающим 10 МПа, подтягивают гайки стяжных шпилек и приваривают их к щеке. После снятия давления прессы между листами сердечника остается давление порядка 1,5...2 МПа.

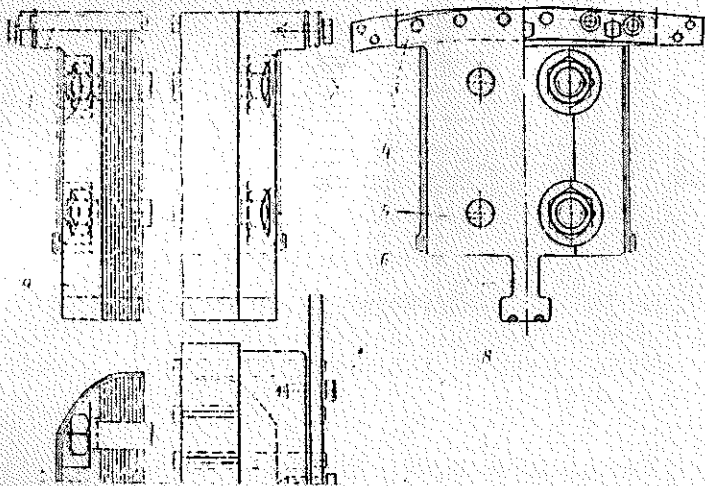


Рис. 1.40. Полос ротора:

1 — стержень демпферной обмотки; 2 — короткозамыкающий сегмент демпферной обмотки; 3 — наконечник полюса; 4 — сердечник полюса; 5 — стяжная шпилька; 6 — электрическая изоляция; 7 — Т-образный хвост полюсов; 8 — сварочный шов; 9 — щечка сердечника полюса

Диаметр и число стяжных шпилек выбирают из условия, чтобы механические напряжения в них не превышали 100 МПа при давлении между листами сердечника 1,5...2 МПа.

Опрессованный и стянутый стяжными шпильками сердечник полюса подвергают необходимой механической обработке. Чтобы боковые ребра четырехгранного сердечника полюса не прорезали изоляцию обмотки, во многих конструкциях сердечников полюсов (рис. 1.40) острые углы сердечника срезают, благодаря чему уменьшаются размеры катушки полюса и создается возможность более удобно расположить ее на сердечнике. Острые углы срезают обычно путем фрезерования. Более технологичной, не требующей фрезерования углов является конструкция сердечника, в которой крайние листы его собраны из штампованных листов меньшей ширины, а пространство между этими листами и изоляцией сердечника заполнено гетинаксовым клином (рис. 1.41).

После опрессовки сердечника, как правило, происходит смещение листов относительно друг друга. Появляется ребристость поверхности. Отверстия, выштампованные в наконечниках полюсов для закладки в них стержней успокоительной (демпферной) обмотки, уменьшаются. Чтобы облегчить забивание демпферных стержней, отверстия в листах рассверливают удлиненным сверлом на специальном станке. После рассверливания отверстий в сердечник забивают демпферные стержни, устанавливают короткозамыкающие

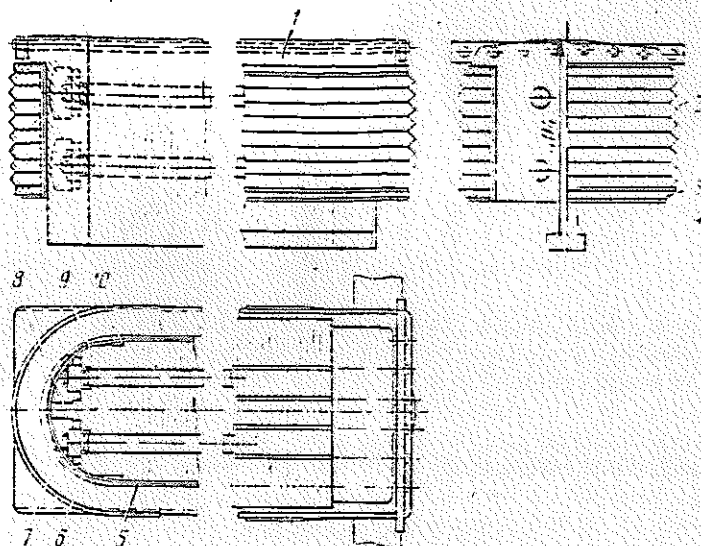


Рис. 1.41. Полос гидротурбины в сборе:

1 — сердечник полюса; 2 — катушка полюса; 3 — изоляционная шайба; 4 — стальная шайба; 5, 6, 7 — электрическая изоляция между катушкой и сердечником; 8 — щетка; 9 — стяжная шпилька; 10 — гетинаксовый клин

демпферные полосы (сегменты) и паяют их медно-фосфористым припоем.

При установке полюса с Т-образным хвостом на роторе его хвост входит в соответствующий паз обода ротора и расклинивается двумя парами встречных клиньев прямоугольного сечения, изготовленных из шпоночной стали и имеющих уклон соприкасающихся граней 1:100 (рис. 1.42). В гидротурбинах, в которых механические напряжения от центробежных сил велики при угонной частоте вращения, сердечник полюса снабжают двумя хвостами. Большее число хвостов применять нецелесообразно, так как между ними трудно добиться равномерного распределения механической нагрузки. При двух хвостах на полюс достигается большая устойчивость полюса в тангенциальном направлении, чем при одном хвосте. В то же время применение одного крупного хвоста вместо двух малых в ряде случаев более целесообразно по монтажным соображениям. При одном крупном хвосте на полюс применяют крепящие клинья большего сечения (более толстые). Они более устойчивы при забивке, особенно если длина полюса большая и клинья длинные.

Чтобы придать хвосту шихтованного сердечника большую монолитность для увеличения механической устойчивости, его



Рис. 1.42. Клинья полюса

нижнюю кромку проваривают по специально выпштампованным в листах лункам (см. рис. 1.40), благодаря чему представляется возможность увеличить допустимую механическую нагрузку на хвост.

Снизу к ободу ротора приваривают пластинки, закрывающие паз, служащие для упора полюса и предотвращающие выпадение клина. У вынимающегося вверх клина остается выступающий над ободом конец длиной около 200 мм для захвата его при извлечении (в случае снятия полюса ротора).

На рис. 1.43 приведены способы крепления полюсов к ободу ротора, применяемые разными фирмами. Глубокие пазы в обode ротора ослабляют его сечение, что приводит к увеличению веса обода по соображениям механической прочности. Чтобы уменьшить высоту паза в обode ротора, некоторые фирмы в ряде случаев отказались от традиционной расклиновки хвостов полюсов (рис. 1.43, б), а применяют расклиновку между ободом и непосредственно сердечником полюса (рис. 1.43, в, е). На рис. 1.43, г, д показано крепление хвостов шпонками специального профиля и цилиндрическими. В быстроходных гидрогенераторах с большими центробежными усилиями, действующими на полюс при угонной частоте вращения, применяют полюсные хвосты повышенной прочности (рис. 1.43, ж). Концентрация напряжений в самой тонкой части хвоста относительно невелика благодаря плавному изменению сечения хвоста и поэтому они выдерживают значительно большие механические нагрузки, чем Т-образные. Выполнение хвостов такой формы требует точной обработки поверхностей соприкосновения и тщательной пригонки заклинивающих шпонок.

Представляет интерес выполнение ротора быстроходного гидрогенератора, особенность конструкции которого показана на рис. 1.43, з. Сердечник полюса отковывается за одно целое с ободом. В верхней части сердечника полюса по окружности ротора протачивают поперечные пазы, надевают катушку полюса и в пазы закладывают листы наконечника полюса. Сквозные шпильки, пропущенные через наконечник полюса в его центральной части, осуществляют механическую связь листов наконечника с сердечником полюса. По краям полюсный наконечник имеет вид гребенки. В некоторых конструкциях применяют гребенчатое крепление сердечника полюса непосредственно к ободу с применением сквозных шпилек.

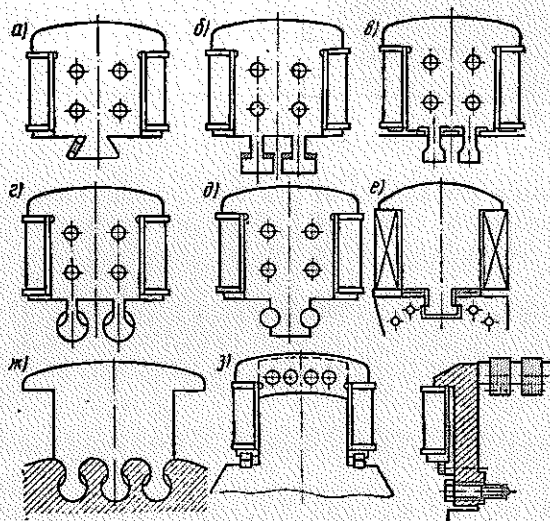


Рис. 1.43. Способы крепления полюсов к ободу ротора:

а — «ласточным хвостом» с боковой заклиновкой; *б* — двумя Т-образными хвостами с расклиновкой хвостов; *в* — двумя хвостами трапециевидальной формы с расклиновкой между ободом и сердечником полюса; *г* — двумя хвостами с закругленными краями с расклиновкой алюминиевыми специальными формами; *д* — одним хвостом большого сечения, закрепленным цилиндрическими шпонками; *е* — одним Т-образным хвостом большого сечения с расклиновкой между ободом и сердечником полюса; *ж* — хвостами плавно изменяющегося сечения; *з* — крепление гребенчатого полюсного наконечника к массивному сердечнику полюса

Все гидрогенераторы с поверхностным воздушным охлаждением независимо от нагрева ротора и напряжения обмотки возбуждения имеют электрическую изоляцию на роторе класса В, допускающую нагрев 130°C . Это условие позволяет обеспечить высокую надежность работы электрической изоляции ротора при действии на нее больших механических усилий. Толщину односторонней изоляции между катушкой и сердечником принимают равной 2...4 мм в зависимости от конструкции изоляции, материала, типа гидрогенератора, его мощности и скорости вращения. Изоляцию наклеивают на сердечник полюса или выполняют в виде отдельной гильзы, которая может состоять из нескольких частей. Выполняемые гильзы твердотермостойкие из стеклоткани и асбестовой бумаги имеют очень высокую механическую прочность и теплостойкость. Изоляция, изготовленная отдельно от сердечника полюса, более технологична и экономична.

От наконечника полюса, козырьков и обода катушки полюса изолируют изоляционными шайбами, надеваемыми на сердечник. Изоляционные шайбы изготовляют из дельта-фанеры, гетинакса, стеклотекстолита и других изоляционных материалов, обладающих достаточной механической прочностью и теплостойкостью.

Толщина шайб (15...25 мм) определяется из условий механической прочности длины разрядного промежутка по поверхности шайбы на сердечник при приложении к катушке испытательного напряжения, которое в гидрогенераторах с электромашиной системой возбуждения может быть порядка 3,5 кВ. Для увеличения длины разрядного промежутка изоляционные шайбы делают шире катушки. Иногда изолируют крайние витки катушки.

Обмотка возбуждения. Обмотка возбуждения состоит из последовательно соединенных катушек полюсов. Полусные катушки гидрогенераторов выполняют, как правило, из голый шинной меди, намотанной на ребро (исключение составляют катушки гидрогенераторов малой мощности). Катушки имеют удлиненную прямую и закругленную лобовую части с одним (рис. 1.44, а) или двумя (рис. 1.44, б) радиусами. Катушки наматывают на специальных станках, у которых оправка имеет вращательное движение для образования закругленной лобовой части катушки и поступательное движение для образования прямой части катушки. Чтобы предотвратить образование неровностей (гофра) при загибе на радиусах закругления витка, в конструкции станка предусмотрен закрытый с трех сторон прямоугольный ручей, окно которого соответствует сечению меди. Недостаток намотки катушек из меди прямоугольного сечения (профиля) — появление утолщений меди или наплывов на внутренних закруглениях лобовых частей витков. Наплывы увеличивают высоту катушек на 10...20% и могут продавить межвитковую изоляцию катушек, что приведет к аварийному витковому замыканию в катушке полюса. Поэтому наплывы должны обязательно удаляться фрезерованием.

Появления наплывов в местах закруглений можно избежать при применении для намотки катушек шинной меди специального профиля «топорик» (рис. 1.45), отличающейся от прямоугольного профиля наличием двустороннего уклона так, что внутренняя сторона меди витка оказывается несколько тоньше внешней. Уклоны профиля меди рассчитывают таким образом, чтобы после намотки

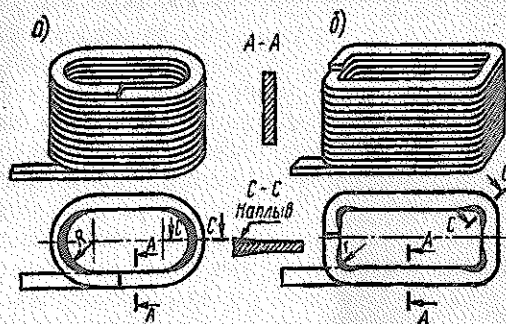


Рис. 1.44. Катушки полюсов

катушки с определенным радиусом соприкасающиеся грани витков на закруглениях становились плоскопараллельными.

На рис. 1.46 показан полюс с катушкой из шинной меди профиля «топорик». Образующиеся клиновые щели между витками на прямолинейных участках катушки заполняют полосками асбестовой бумаги, наклеиваемой на обе стороны меди, при наложении межвитковой изоляции. Для лучшего охлаждения катушек полосы меди с внешней стороны катушки имеют треугольный профиль. Охлаждаемая поверхность катушек при таком сечении меди увеличивается почти вдвое.

Применение шинной меди с большим отношением сторон сечения витка (тонкой и широкой) для изготовления полосных катушек с относительно небольшим радиусом закругления оказывается невозможным. При намотке на станке по внутреннему ребру вместо утолщений на закруглениях могут появиться гофры, а по наружному — разрывы. В этом случае можно изготовить катушку полюса только прямоугольной формы (без изгиба по радиусу в лобовых частях), витки которой образуются из нарезанных прямых полос с пайкой их на углах (рис. 1.47).

При изготовлении катушек на намоточных станках под действием больших механических напряжений появляется большой наклеп в меди, из-за которого она становится более жесткой и упругой. Витки катушки не занимают правильного положения и не прилегают плотно друг к другу. Для снятия наклепа катушки подвергают отжигу. Отожженные катушки рихтуют в специальных приспособлениях, чтобы были обеспечены предусмотренные по чертежу размеры, и удаляют заусенцы.

После тщательного осмотра катушки раздвигают ее витки и приклеивают к ним клеем лаком междувитковую изоляцию из асбестовой бумаги толщиной 0,3...0,5 мм. Затем катушки разогревают током, формуют на оправке, прессуют и запекают под большим давлением пресса.

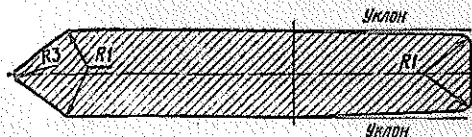


Рис. 1.45. Специальный профиль меди «топорик»

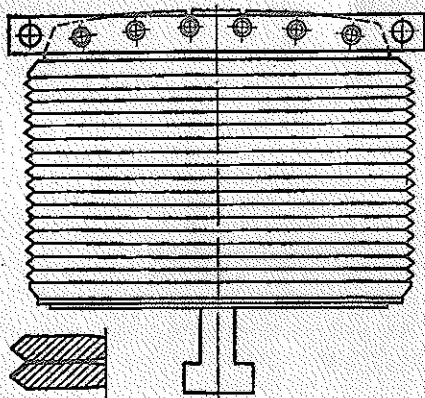


Рис. 1.46. Полюс с катушкой из шинной меди профиля «топорик»

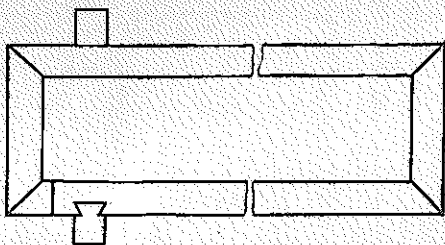


Рис. 1.47. Прямоугольная катушка полюса из полос, спаянных на углах

После очистки от напылов клеящего лака и асбестовой бумаги катушки покрывают специальным лаком, проверяют, нет ли междувитковых замыканий и отправляют на сборку полюса. При сборке полюса на его сердечник (со стороны полюсного наконечника и обода) надевают по одной изоляционной шайбе так, чтобы катушка находилась между двумя изо-

ляционными шайбами. Кроме того, со стороны обода надевают еще одну стальную шайбу толщиной 2...3 мм для предохранения нижней изоляционной шайбы от повреждений. Готовый, полностью собранный полюс надевают на ротор и расклинивают клиньями (рис. 1.48).

Перед установкой все полюсы взвешивают и распределяют по массам так, чтобы полюсы одинаковой массы были расположены на роторе диаметрально противоположно. Таким образом удастся избежать значительного небаланса ротора, возможного при несоблюдении этого условия.

Для постоянного отжатия катушек от обода ротора как при вращении ротора, так и в неподвижном состоянии в обод ротора в специальные канавки под катушками полюсов устанавливают пружины, которые отжимают катушку (в направлении действия центробежных сил) с силой, превышающей массу катушки в 1,5...2 раза.

Катушки всех полюсов соединяют последовательно при помощи пакетов из тонкой листовой фосфористой бронзы. Таким образом, возможные сдвиги и колебания полюсов не нарушают целостности межполюсных соединений вследствие их эластичности. Межполюсные соединения выполняют двух типов: закрепленные и незакрепленные. Незакрепленные межполюсные соединения применяют в гидрогенераторах с невысокой окружной скоростью ротора и малым расстоянием между полюсными катушками.

В машинах с большой окружной скоростью ротора и значительными расстояниями между полюсными катушками межполюсные соединения делают закрепленными. Одно из возможных закреплений межполюсного соединения показано на рис. 1.48. Соединение зажато между изоляционными шайбами и прикреплено к ободу шпилькой.

При вращении ротора катушки обмотки возбуждения испытывают действие центробежной силы. Ее можно разложить на две составляющие, одна из которых, направляемая вдоль оси полюса,

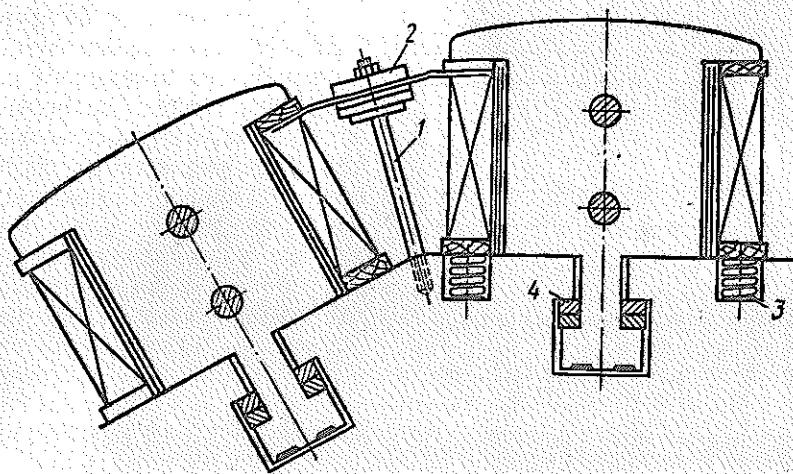


Рис. 1.48. Полос, закрепленный на ободе:

1, 2 — крепление межкатушечного соединения к ободу; 3 — пружина; 4 — клинья

прижимает катушку к полюсному наконечнику, а вторая, ей перпендикулярная, стремится вытянуть виток в межполюсное пространство, создает выпучивание витков обмотки, называемое *боковым распором меди*. Для предупреждения бокового распора, который может привести к выбрасыванию меди в воздушный зазор и, следовательно, к крупной аварии гидрогенератора, между катушками соседних полюсов устанавливают межполюсные распорки.

Необходимость установки распорок определяют путем расчета напряжений в меди при угонной скорости вращения. В зависимости от значения рассчитанных напряжений, которые получают тем большими, чем больше окружная скорость и длина машины, межполюсные распорки либо не ставят совсем, либо ставят одну или несколько по длине машины. Крепление распорок в зависимости от конструкции производят по-разному.

На рис. 1.49 представлены конструкции межполюсных распорок, применяемые в гидрогенераторах. Распорки могут крепиться непосредственно к ободу ротора болтами, как показано на рис. 1.49, а. Если расстояние между боковыми сторонами катушек невелико, а в некоторых случаях катушки сходятся около обода настолько близко, что для болтов нет места, то применяют конструкцию распорок, показанную на рис. 1.49, б. Распорка удерживается от радиального перемещения при действии на нее сил, возникающих при вращении ротора, кромками наконечников полюсов, в которые упираются ее стенки. Если в соответствии с электромагнитным расчетом размеры полюсного наконечника получились такими, что

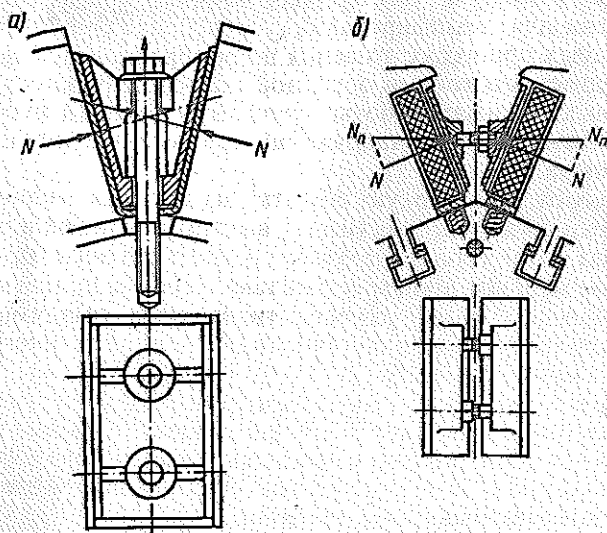


Рис. 1.49. Межполюсные распорки:

N_n — сила, действующая на винт; N — составляющая центробежной силы, действующая на распорку

он не выступает за боковую поверхность катушки, то необходимый для распорки выступ можно получить путем изготовления части листов полюса с несколько большей шириной полюсного наконечника. Стенки распорки прижимаются к боковым сторонам катушек винтовыми шпильками.

В некоторых случаях, при больших окружных скоростях и больших длинах машин применяют комбинированные распорки. Витки катушки, располагаемые ближе к полюсному наконечнику, удерживаются распорками с расклинивающими винтовыми шпильками, а витки, расположенные ближе к ободу, — распорками, притягиваемыми к ободу болтами.

Материалом для распорок может служить сталь Ст3. Но лучше изготавливать распорки из немагнитного материала, так как распорки из магнитной стали увеличивают магнитное рассеяние полюсов. Предпочтительным материалом является алюминий и его сплавы. Алюминиевые распорки имеют малую массу и поэтому развивают небольшую центробежную силу. При тяжелых стальных распорках центробежная сила, действующая на них, входит существенным слагаемым в те усилия, которые воспринимаются болтами, притягивающими распорки к ободу ротора. В случае установки межполюсных распорок следует учитывать, что охлаждение машины, и особенно обмотки ротора, заметно ухудшается.

Демпферная обмотка. Демпферная обмотка в гидрогенераторах предназначена для: демпфирования (успокоения) колебаний ротора при переходных процессах; гашения поля обратной последовательности, создаваемого токами обратной последовательности при несимметричных режимах работы; улучшения условий входа в синхронизм; уменьшения перенапряжений при несимметричных коротких замыканиях.

Изготавливают демпферную обмотку из круглых медных стержней, вставленных в отверстия (пазы), выштампованные в полюсных наконечниках. По торцам стержни одного полюса припаивают к массивным медным шинам-сегментам твердым припоем. Короткозамыкающие сегменты полюсов тихоходных гидрогенераторов соединяются между собой эластично пакетом тонких (около 0,2 мм) изогнутых пластин (рис. 1.50, а).

В быстроходных гидрогенераторах, в которых центробежные силы велики, сегменты дополнительно крепят к щекам полюсов, а их концы — к ободу ротора с помощью шпилек (рис. 1.50, б). При массивных полюсах роль демпферной обмотки выполняет массивный наконечник полюса.

Контактные кольца. Обмотка возбуждения, размещенная на полюсах ротора, питается постоянным током, проходящим через скользящий контакт, вращающиеся контактные кольца — неподвижные щетки. Контактные кольца выполняют обычно из стали. Кольца могут быть разъемными (состоящими из двух частей) или цельными. Собирают их на втулке или сварном остова-звезде на изоляционных прокладках и затем насаживают на вал. Между

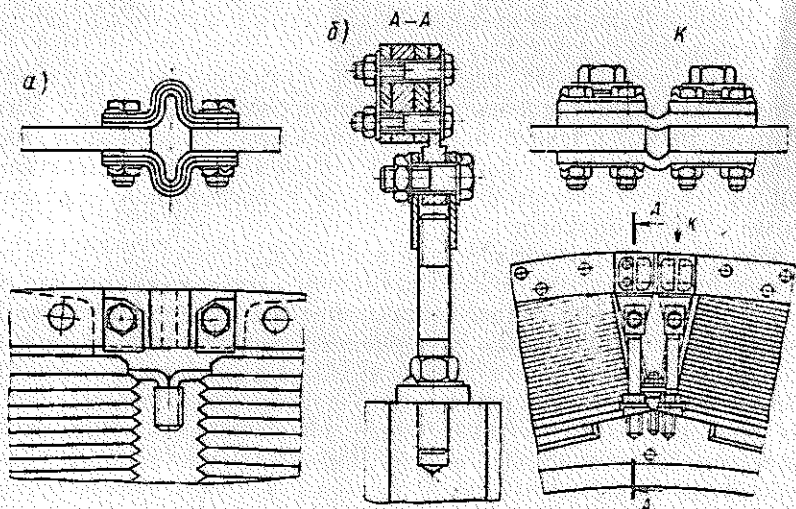


Рис. 1.50. Эластичные соединения короткозамыкающих сегментов демпферной обмотки

контактными кольцами иногда устанавливают изоляционный щиток, чтобы избежать случайного замыкания колец при их техническом обслуживании (осмотре, замене щеток во время работы гидрогенератора и т. п.).

Щетки, обычно угольные, закрепляют в щеткодержателе. Количество щеток на одном контактном кольце определяется значением тока возбуждения и размером щетки. Плотность тока под щеткой выбирают порядка $(6...8) \cdot 10^4$ А/м² или 40...50 А на одну щетку с размерами контактной поверхности 2×3 см.

Токопровод от контактных колец к обмотке возбуждения выполняют медными изолированными шинами, плотность тока в которых принимают $2...3$ МА/м². Детали крепления шин к ротору и валу изготавливают из изоляционного материала.

§ 1.11. ВАЛ

Вращающий момент от рабочего колеса турбины к ротору гидрогенератора осуществляется турбинным и генераторным валами, сочлененными между собой жестким фланцевым соединением. Чтобы обеспечить совместную работу всех болтов фланцевого соединения, при передаче вращающего момента они делаются призонными. Отверстия в обоих фланцах валов разворачивают совместно при их соединении на турбинном заводе или на месте монтажа.

Кроме крутящего момента вал вертикального гидрогенератора испытывает еще осевые (обычно растягивающие) усилия, являющиеся суммой усилий от веса ротора гидрогенератора, рабочего колеса турбины и осевой составляющей давления воды на рабочее колесо турбины. Таким образом, вал работает одновременно на кручение и на растяжение. Он является одной из ответственных частей гидрогенератора. Материалом для вала служит стальная поковка, изготавливаемая на металлургическом заводе по техническим условиям, согласованным между поставщиком и заказчиком.

Чтобы снизить остаточные напряжения и обеспечить необходимые механические свойства, поковки подвергают термической обработке по технологии завода-поставщика. На электромашиностроительный завод поковки валов поставляют в грубо обработанном виде (после обдирки). Поковка вала, как правило, имеет сквозное центральное отверстие, просверленное в прокованной болванке. Такое отверстие необходимо для определения качества поковки. Наиболее ненадежным местом поковки являются ее центральные волокна. Наружная часть болванки хорошо уплотняется при ковке. Средняя же центральная часть ее остается сырой, непрокованной. В случае неудовлетворительного качества поковки на поверхности просверленного центрального отверстия легко заметить раковины или неметаллические включения. В эксплуатации центральное от-

верстие вала часто используют для проведения по нему кабеля токопровода ротора.

Если гидрогенератор приводит во вращение поворотной лопастью гидравлической турбины, то центральное отверстие в валу делается достаточным для размещения в нем трубопроводов устройства поворота лопастей. В валах большого диаметра центральное отверстие, диаметр которого достигает 800 мм, выковывают при изготовлении вала. При этом обеспечивается высокое качество поковки.

Грубообработанную поковку вала подвергают окончательной чистовой обработке на электромашиностроительном заводе. В зависимости от мощности и размеров гидрогенератора вал гидрогенератора может быть цельным или составным. Цельные валы, если они могут быть изготовлены по условиям производства и транспортирования, применяют в гидрогенераторах малой и средней мощности. В крупных гидрогенераторах вал выполняют составным (рис. 1.51), имеющим основной вал (рис. 1.52) и прифланцовываемую к нему в верхней части надставку.

Нижним (левым на рис. 1.52) фланцем вал примыкает к турбинному валу. Ступень в средней части вала предназначена для посадки втулки ротора. В расточку верхнего (правого) конца вала входит буртик надставки, соединяемый с валом болтами на месте монтажа.

Вращающий момент от вала к ротору передается через шпонку. Для этого на валу в месте посадки втулки ротора фрезеруют шпоночную канавку. Эта конструкция имеет тот недостаток, что фрезеровка вала с одной стороны в некоторых случаях приводит к искривлению вала из-за внутренних напряжений в нем.

В последнее время стали применять бесшпоночные посадки втулки ротора на вал. Посадочный натяг между втулкой ротора и валом выбирают таким, чтобы обеспечить передачу вращающего момента.

Втулка подпятника в гидрогенераторах подвесного исполнения должна быть съем-

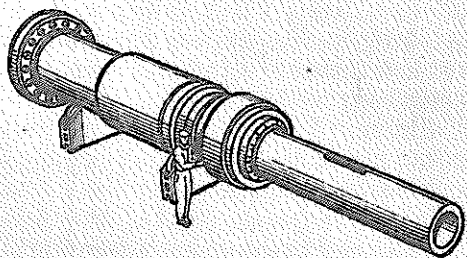


Рис. 1.51. Вал гидрогенератора с прифланцованной надставкой

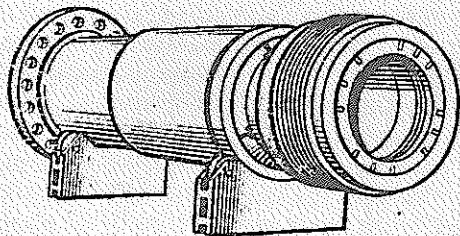


Рис. 1.52. Вал гидрогенератора

ной по условиям сборки и разборки гидрогенератора. Поэтому ее насаживают на вал с малым натягом (плотная посадка) и для передачи даже небольшого момента от сил трения в подпятнике на валу устанавливают шпонку.

§ 1.12. ПОДПЯТНИК

Подпятник, или упорный подшипник, является очень ответственным конструктивным узлом гидрогенератора. Он воспринимает действующие на вал гидроагрегата вертикальные усилия от массы роторов гидрогенератора и турбины, а также усилие от вертикальной составляющей давлений воды на рабочее колесо турбины. В крупных вертикальных гидрогенераторах эти усилия достигают нескольких тысяч тонн.

Две основные части различают в подпятнике: вращающуюся (пятю), укрепленную на роторе, и неподвижную, находящуюся под пятой (собственно подпятник). Вертикальные усилия ротора через вращающуюся пятю передаются неподвижной части (собственно подпятнику) и от нее на фундамент. Единственный тип упорного подшипника, который может передавать огромные усилия от вращающейся части на неподвижную, — подшипник скольжения. Таким образом, все подпятники являются упорными подшипниками скольжения.

Работа от сил трения между трущимися поверхностями подшипника превращается в тепло и нагревает его. Чтобы потери мощности на трение в подпятнике и обусловленный ими нагрев были бы минимальными между трущимися поверхностями (пяти и собственно подпятника), создают достаточной толщины слой смазки (минерального масла), благодаря которому трение между поверхностями заменяется жидкостным трением, т. е. трением между молекулами смазки. Основная задача конструктора при конструировании подпятника — обеспечение жидкостного трения. Чтобы неровности на трущихся поверхностях не соприкасались, их высота должна быть значительно меньше толщины слоя смазки. Это условие обеспечивается высокой чистотой и точностью обработки соприкасающихся поверхностей подпятника.

В режимах пуска и остановки гидрогенератора в подпятниках не удается обеспечить полностью жидкостное трение, поэтому для таких условий, как и в любом подшипнике скольжения, очень важен выбор материалов трущихся поверхностей.

Существуют различные конструктивные исполнения подпятников.

Современные подпятники отечественного производства изготовляют с гладким отдельным вращающимся диском (пятой), укрепленным на втулке, и неподвижными самоустанавливающимися сегментами (собственно подпятником).

Следует заметить, что по форме диск подпятника является кольцом прямоугольного сечения, а сегменты подпятника представляют собой части кольца прямоугольного сечения, заключенные между двумя радиусами или, что то же самое, части сектора, заключенные между окружностями. Диск подпятника (рис. 1.53) изготовляют из высокопрочной и твердой стали. На электромашиностроительный завод поковки диска поступают с металлургического завода после предварительной токарной обработки и термообработки, обеспечивающей получение требуемых механических свойств при минимальных остаточных напряжениях.

Всю последующую чистовую обработку диска подпятника производят на электромашиностроительном заводе высококвалифицированные рабочие. Обработанный диск подпятника должен иметь чистоту обработки торцевых поверхностей: со стороны прилегания к втулке — по классу 7, а поверхность трения, называемую зеркалом, — по классу 9. Отклонения от плоскости диска, а также от параллельности его плоскостей не должны превышать 0,03 мм по всей плоскости.

Сегмент подпятника представляет собой стальное массивное основание трапецевидальной формы (рис. 1.54), на которое нанесен слой антифрикционного сплава — баббита (рис. 1.55).

Наиболее ответственная операция при изготовлении сегментов — нанесение баббитового слоя. На облуженную поверхность основания сегмента можно нанести баббит одним из следующих способов: статической заливкой расплавленного баббита; статической заливкой баббита с последующей опрессовкой на гидравлическом прессе; запрессовкой в сегмент предварительно отлитой баббитовой пластины; статической заливкой баббита на биметаллическое (сталь — медь) основание сегмента.

Применение медного подслоя повышает эксплуатационные качества узла трения подпятника и обеспечивает значительную экономию в антифрикционном сплаве. После нанесения баббитового слоя сегмент подвергают механической обработке. Сцепление баббита со стальным основанием (или медным подслоем) контролируют методом ультразвуковой дефектоскопии, которым

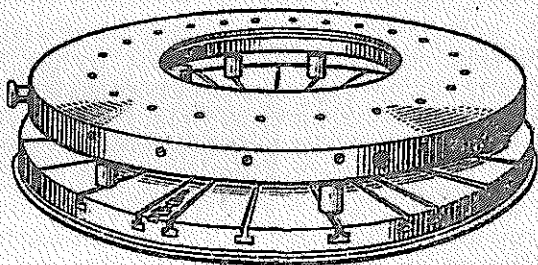


Рис. 1.53. Диск подпятника

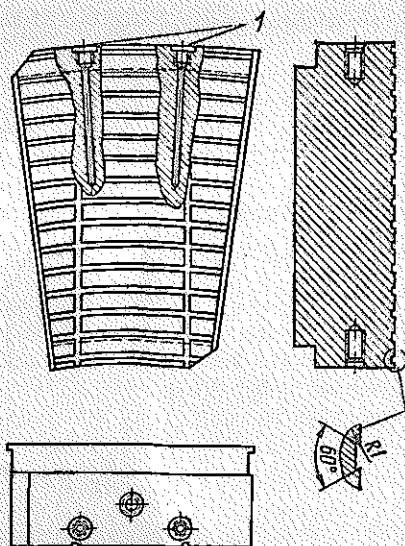


Рис. 1.54. Основание сегмента под-
пятника:

1 — отверстия для установки датчиков
температуры

му улучшается отвод теплоты и уменьшается нагрев сегментов.

Баббитовый слой наносится на алюминиевый сегмент не заливкой расплавленного баббита, а наплавкой на гладкую поверхность. При этом вдвое сокращается расход баббита, а его структура значительно улучшается, так как исключаются раковины, шлаковые включения, рыхлости и другие изъяны, свойственные технологии заливки.

Широко применяемая пара трения сталь — баббит имеет существенный недостаток: она недостаточно надежно работает при трении ротора с места (во время пуска), когда масляная пленка (масляный клин) еще не успела образоваться и возможно подплавление или задиры поверхности баббита. Чтобы облегчить работу подпятника во время пуска и не допустить сухого трения, в зависимости от условий применяют один из следующих способов: 1) для смачивания поверхностей трения непосредственно перед пуском приподнимают ротор на тормозах-домкратах; 2) предусматривают в конструкции гидрогенератора специальный электромагнит, которым разгружают подпятник, включая во время пуска и остановки гидрогенератора. Этот способ усложняет и удорожает конструкцию гидрогенератора; 3) специальным насосом подают масло под давлением до 10 МПа на поверхность трения во время пуска и остановки гидрогенератора. Для этого на рабочих поверхностях сегментов

обнаруживают даже небольшие отслоения баббита.

Вместо стальных сегментов, облицованных баббитом, стали успешно применять алюминиевые сегменты, также облицованные баббитом. Поскольку алюминий имеет почти такой же коэффициент температурного расширения, как и баббит (у стали он в 2,5 раза меньше), то при нагревании сегментов не возникает внутренних напряжений на поверхности соприкосновения алюминия и баббита. Это исключает отслоение баббита от сегмента, которое случается в стальных сегментах, облицованных баббитом. Кроме того, алюминиевые сегменты легче стальных, что облегчает условия работы с ними при изготовлении и эксплуатации (во время ремонта), а также обладают большей теплопроводностью, благодаря че-

подпятника предусматривают отверстия диаметром около 5 мм, к которым по специальным трубопроводам подается масло. Описанные выше способы создания нормальной работы подпятника при пуске и остановке ротора существенно усложняют его работу и эксплуатацию.

Значительно проще и надежнее в эксплуатации, не требующие принятия специальных дополнительных мер для создания масляной пленки при пуске и остановке ротора, являются разработанные в последние годы и успешно работающие подпятники с эластичными металлопластмассовыми (ЭМП) накладками. ЭМП-накладка состоит из листового

фторопласта, соединенного прессованием с основой из бронзовых проволочных спиралей, которые напаяны на стальные основания сегментов. Коэффициент сухого трения пары сталь — фторопласт в 3 — 4 раза меньше аналогичного коэффициента пары трения сталь — баббит.

Применение фторопласта для облицовки сегментов подпятника вместо баббита значительно увеличило надежность его работы, особенно во время пуска и остановки ротора, а также упростило задачу проворота неподвижного ротора при монтаже, профилактических осмотрах и ремонтах в эксплуатации. При модернизации подпятников на действующих ГЭС сегменты с баббитовым покрытием заменяют ЭМП-сегментами.

Сегменты и диск подпятника во время работы находятся в масляной ванне. Масло является не только рабочей жидкостью, создающей жидкостное трение в подпятнике, но и охлаждающей средой. Вся работа, затраченная на преодоление сил трения, превращается в теплоту, которая нагревает подпятники и окружающее его масло. Количество выделяемой теплоты в подпятнике довольно значительное. Один из важнейших факторов, определяющих надежную работу подпятника, — интенсивное охлаждение поверхностей трения, которое достигается обильной подачей холодного масла к активным частям подпятника. Для этого в диске подпятника имеются радиальные отверстия с выводом в центральную часть подпятника. Действуя как лопасти центробежного насоса,

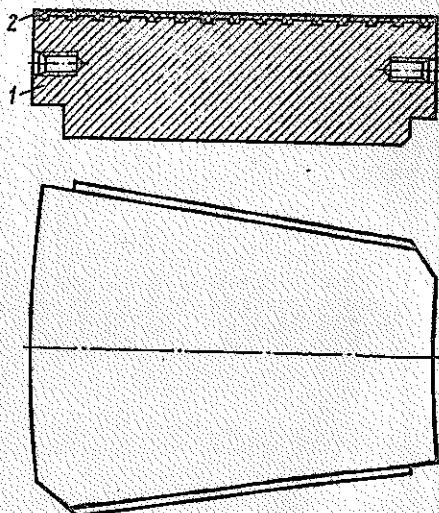


Рис. 1.55. Сегмент подпятника:
1 — основание сегмента; 2 — слой баббита

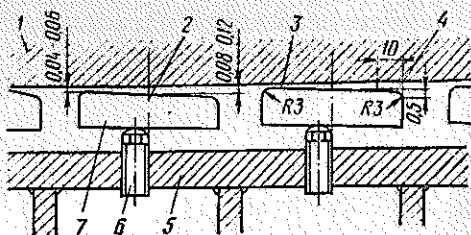


Рис. 1.56. Схема работы подпятника:

1 — вращающийся диск; 2 — середина сегмента; 3 — сбегающая кромка; 4 — набегающая кромка; 5 — опорное кольцо; 6 — опорный винт; 7 — сегмент подпятника

ло передает ее маслоохладителю, от которого она отводится циркулирующей водой.

Схема работы подпятника показана на рис. 1.56. Непременным условием образования жидкостного трения является возможность самоустановки сегментов под некоторым углом к поверхности трения вращающегося диска.

Так как клинообразная масляная пленка на набегающей кромке сегмента толще, а на сбегающей кромке тоньше, то нагрузка распределяется по плоскости сегмента неравномерно. В зоне минимальной толщины масляной пленки удельные нагрузки максимальны, в зоне максимальной толщины минимальны. Из-за неравномерности распределения удельных нагрузок по площади сегмента опору сегмента устанавливают не в геометрическом центре площади сегмента, а в центре жидкостного давления. Этим в значительной степени облегчается самоустановка сегмента под некоторым углом к диску подпятника и образование клинообразной масляной пленки толщиной 0,04...0,1 мм.

На рис. 1.57 показано сечение однорядного подпятника с самоустанавливающимися сегментами на жесткой винтовой опоре. Всего по окружности в этом подпятнике десять сегментов. Каждый из сегментов устанавливают на стальном диске (тарелке), который опирается на сферическую поверхность конца болта. Стопор предохраняет болт от отвертывания. Для сохранения неизменного положения сегментов относительно друг друга между ними устанавливают упоры.

Запечки упоров не позволяют сегментам подниматься вверх, что возможно при подъеме ротора, если сегменты прилипнут к опорному диску. Между корпусом подпятника и дном его масляного бака (ванны) ставят изоляционную прокладку.

Болты, крепящие корпус подпятника к дну бака, также изолируют от корпуса. Диск (зеркало) подпятника изолируют от втулки, к которой он прикреплен при помощи болтов.

радиальные отверстия создают циркуляцию масла: холодного — к нагретым частям подпятника, горячего — к маслоохладителю.

Маслоохладитель, представляющий собой систему латунных трубок, по которым циркулирует холодная вода, выполняют в виде кольца, охватывающего подпятник. Таким образом, теплота, выделяющаяся при трении, передается маслу, мас-

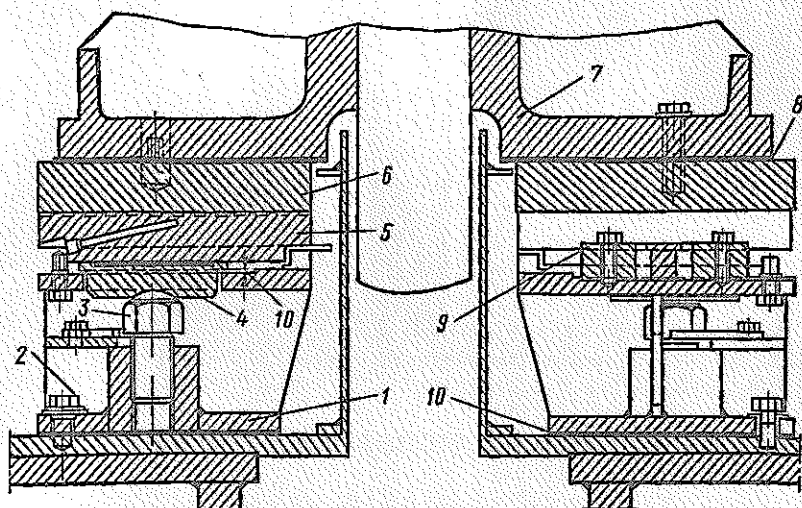


Рис. 1.57. Однорядный подпятник с самоустанавливающимися сегментами на винтовой опоре:

1 — корпус; 2 — стопор; 3 — болт со сферической головкой; 4 — опорный диск; 5 — сегмент; 6 — диск (зеркало) подпятника; 7 — втулка; 8, 10 — изоляционные прокладки; 9 — упор

Электрическая изоляция нужна в подпятнике для разрыва цепи подшипниковых токов.

В отдельных конструкциях применяют двухрядное расположение сегментов (рис. 1.58). Количество сегментов во внутреннем и внешнем рядах одинаковое. Балансирная связь между каждой парой, состоящей из сегментов внешнего и внутреннего рядов, автоматически обеспечивает заданное распределение нагрузки между внешним и внутренним рядами сегментов. С помощью винтовых регулируемых опор у сегментов можно выравнивать нагрузку между отдельными парами.

Наличие балансира позволяет вести настройку подпятника, регулируя опорные болты только внешнего ряда, что исключает необходимость доступа к внутреннему ряду сегментов, болты которых применяют лишь для предварительного грубого выравнивания положения сегментов и балансира.

При монтаже и ремонте подпятника стремятся равномерно распределить нагрузку между сегментами подпятника. Однако в эксплуатации из-за неодинаковой деформации опор по разным причинам равномерное распределение нагрузки между сегментами нарушается, появляются перегруженные сегменты, которые перегреваются и могут выйти из строя, если не принять своевременных мер для их разгрузки.

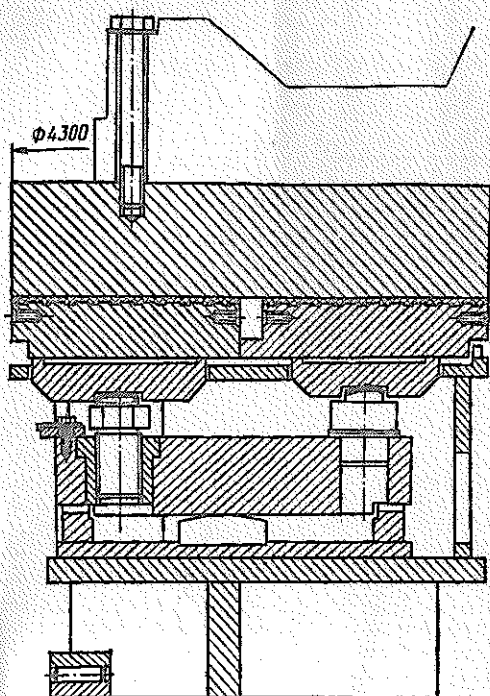


Рис. 1.58. Подпятник с двухрядным расположением сегментов

Автоматическое постоянное равномерное распределение статической нагрузки в эксплуатации достигается в подпятнике на гидравлической опоре (рис. 1.59, а — в), конструкция которого была предложена инженерами М. Н. Грузовым и К. Ф. Костиным.

Подпятник имеет такой же диск, как и у подпятников с сегментами на жесткой винтовой опоре. Опорный винт со сферической головкой ввернут в верхнюю часть стальной эластичной камеры, которая представляет собой цилиндр с кольцевыми выточками, чередующимися по высоте цилиндра с внутренней и внешней сторон. Наличие кольцевых выточек позволяет при сравнительно небольшом осевом усилии вызвать осадку камеры по высоте и таким образом изменить внутренний объем камеры. Основание подпятника представляет собой кольцо, на верхней части которого имеются цилиндрические глухие углубления и над которыми устанавливаются стальные эластичные камеры, наглухо привариваемые к основанию. Внутренние полости камер заполнены маслом и соединены между собой по принципу сообщающихся сосудов. Масло наливают через отверстия в верхней части камер. Отверстия после заполнения камер маслом закрывают винтовыми пробками и заваривают.

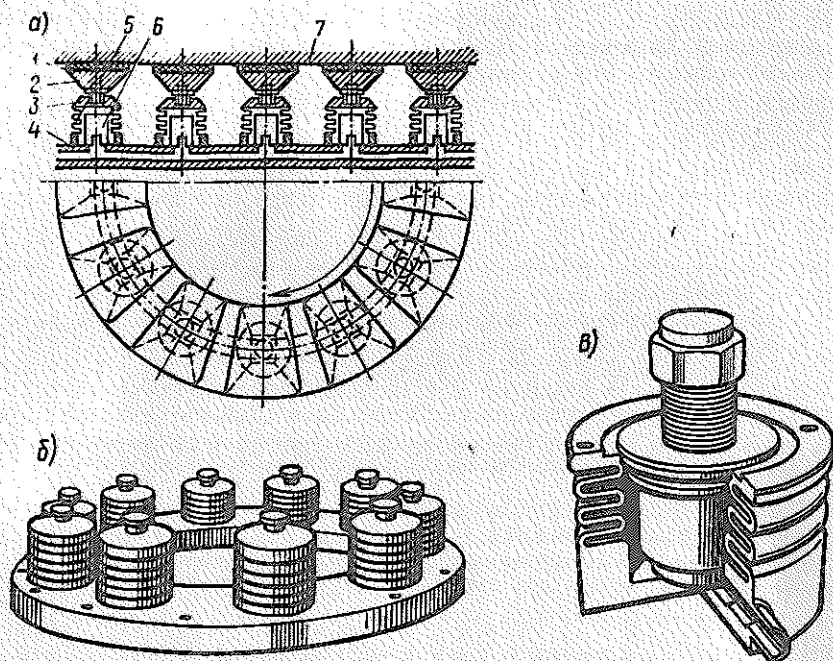


Рис. 1.59. Подпятник на гидравлической опоре:

а — схема подпятника, *б* — основание подпятника с приваренными камерами; *в* — камера; 1 — сегмент; 2 — опорная подушка; 3 — верхняя часть камеры; 4 — основание подпятника; 5 — эластичная камера; 6 — цилиндр; 7 — диск подпятника

В таком положении вся система действует как пружина. Если создать осадку одной камеры, то все остальные камеры равномерно поднимаются на определенную величину. Камеры выполняют из прочной стали. Собственная упругость камеры такова, что нагрузка на свободную камеру (без масла), равная 20 т, вызывает ее осадку по высоте на 2 мм. Внутри каждой камеры помещен стальной цилиндр, назначение которого уменьшить объем масла, чтобы привести в соответствие объемное увеличение масла и внутренний объем стальной камеры при повышении температуры ванны подпятника в процессе работы генератора. Кроме того, на торцевые плоскости внутренних цилиндров могут опуститься стальные камеры в случае аварийной утечки масла из внутренних полостей камер.

Особенность такого подпятника заключается в том, что допущенные при сборке отклонения по высоте отдельных сегментов компенсируются высотой камеры вследствие перераспределения масла в камерах. Аксиальный бой вращающегося диска при различных углах поворота вала из-за неперпендикулярности линии вала

плоскости подпятника также компенсируется эластичностью камер подпятника, высотное положение которых изменяется в зависимости от геометрии вращающегося диска, не нарушая равномерности загрузки сегментов. Таким образом, нагрузка на каждый сегмент и толщина масляной пленки практически постоянны при работе подпятника. Это является наиболее ценным качеством подпятника на гидравлической опоре, так как надежность работы подпятника определяют не средние, а максимальные местные удельные нагрузки, которые при чрезмерных превышениях могут стать источником и очагом аварии.

Кроме обеспечения равномерной загрузки сегментов большое значение для надежной работы подпятника имеет и равномерное распределение удельных нагрузок в пределах площади каждого сегмента, которое можно обеспечить стабильностью рабочей плоскости сегмента, т. е. отсутствием деформации этой плоскости от температуры и нагрузки. В рассматриваемом подпятнике это достигается благодаря введению двух конструктивных мероприятий. Во-первых, толщина сегмента уменьшена до 50 мм по сравнению с 150...200 мм в подпятниках на жесткой винтовой опоре. Это позволяет снизить перепад температур между поверхностью трения сегмента и его опорной поверхностью и, кроме того, делает сегмент менее жестким, принимающим под нагрузкой форму опорной подушки. Во-вторых, применена массивная, более жесткая опорная подушка трапецевидальной формы (вместо круглой), соответствующей форме сегмента. Таким образом, тонкий сегмент, опираясь на жесткую массивную подушку по всей опорной плоскости, равномерно воспринимает нагрузку всей своей рабочей поверхностью.

В подпятниках на жесткой винтовой опоре также стали применять тонкие сегменты, опирающиеся на толстые массивные опоры — основания. Сегмент получается двухслойным. Чтобы улучшить охлаждение тонкого сегмента при больших нагрузках и повышенном тепловыделении, в нем размещают трубку, по которой циркулирует охлаждающая вода.

§ 1.13. НАПРАВЛЯЮЩИЙ ПОДШИПНИК

Радиальные усилия, действующие на ротор гидрогенератора, воспринимаются направляющими подшипниками. Эти усилия в нормальных режимах очень малы при практически равномерном зазоре между ротором и статором. Однако в аварийных случаях радиальные усилия резко возрастают. Так, при двойном замыкании обмотки возбуждения на корпус (сердечник ротора) в замкнутой накоротко части полюсов ток возбуждения уменьшается, а в другой, незамкнутой, части возрастает, что вызывает большие радиаль-

ные усилия из-за одностороннего магнитного притяжения к статору.

На эти усилия при наиболее неблагоприятном двойном замыкании обмотки возбуждения на корпус и рассчитывают направляющие подшипники и все конструктивные элементы, передающие радиальные усилия на фундамент.

В гидрогенераторе устанавливают один или два направляющих подшипника. Установка только одного направляющего подшипника возможна благодаря жесткому фланцевому соединению валов гидрогенератора и турбины. Вторым направляющим подшипником в этом случае является направляющий подшипник турбины.

Направляющие подшипники современных гидрогенераторов состоят из комплекта самоустанавливающихся сегментов, удобных при монтаже и технологичных в производстве. Сегментный направляющий подшипник показан на рис. 1.60. Сегменты устанавливают по высоте между консолями. С помощью резьбовой шпильки (опорного болта) можно регулировать положение сегмента в радиальном направлении. Так как сегменты самоустанавливающиеся, то обеспечивается надежное жидкостное трение между трущимися поверхностями. Регулировочную шпильку ввертывают в массивное кольцо, вваренное в крестовину гидрогенератора. Внутренний диаметр кольца выбирают таким, что можно монтировать и демонтировать подшипник без разборки крестовины. Рабочей поверхностью сегменты опираются на наружную поверхность втулки подшипника, насаживаемую на вал прессовой посадкой. Вваренное в крестовину кольцо вместе с приболченным к нему масляным баком образует масляную ванну подшипника. Бак для удобства сборки выполняют разъемным, состоящим из двух частей. Масло заливают приблизительно на 1/3 высоты трущейся поверхности подшипника. Этого бывает, как правило, достаточно, так как масло, увлекаемое вращающимся валом, по системе смазочных канавок, устроенных в баббитовой заливке вкладыша, распределяется по всей трущейся поверхности.

В рассматриваемой конструкции направляющего подшипника масло к трущейся поверхности подается благодаря

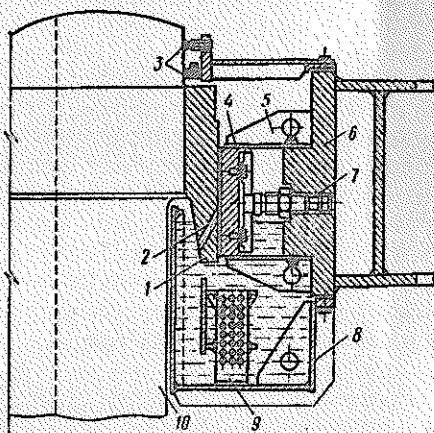


Рис. 1.60. Сегментный направляющий подшипник:

1 — втулка подшипника; 2 — отверстие во втулке; 3 — сальниковое уплотнение; 4 — сегмент; 5 — консоль; 6 — массивное кольцо; 7 — регулировочный винт; 8 — масляный бак; 9 — маслоохладитель; 10 — вал

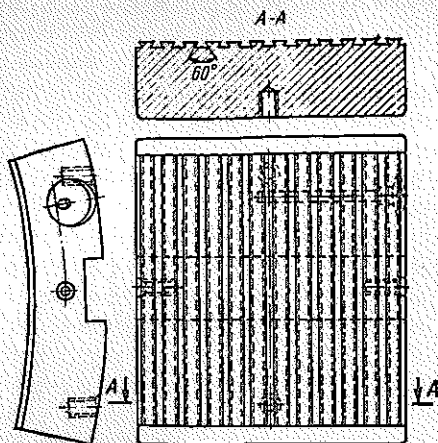


Рис. 1.61. Сегмент направляющего подшипника, обработанный под заливку баббитом

наличию во втулке просверленных косых (иногда радиальных) отверстий, которые работают как центробежный насос. Чтобы предупредить вытекание масла из масляной ванны подшипника, между концом втулки и валом предусмотрена высокая стенка масляного бака. В масляном баке помещен маслоохладитель, состоящий из медных или латунных трубок, по которым циркулирует охлаждающая вода. Для предотвращения попадания в масляную ванну подшипника пыли или каких-либо посторонних предметов ее закрывают сверху крышкой, оканчивающейся со стороны вала сальниковым уплотнением.

Нижний направляющий подшипник в гидрогенераторе зонтичного типа или верхний подвесного типа объединяют часто в один конструктивный узел с подпятником (см. рис. 1.9...1.12). В этом случае подпятник и направляющий подшипник имеет одну общую масляную ванну, в которой устанавливают трубчатые маслоохладители.

Сегменты направляющего подшипника крупного гидрогенератора изготавливают следующим образом. На карусельном станке обрабатывают кольцевую заготовку, на внутренней поверхности которой растачивают кольцевые канавки типа ласточкина хвоста. Далее размечают и разрезают кольца на сегменты, которые после механической обработки (сверления и резбонарезания отверстий, фрезерования паза) заливают баббитом. Сегмент направляющего подшипника, обработанный под заливку баббитом, изображен на рис. 1.61. После заливки баббитом сегмент растачивают с последующим шлифованием его поверхности трения.

§ 1.14. ПОДШИПНИКОВЫЕ ТОКИ

Токи, протекающие через подшипники (подпятники), называют *подшипниковыми*. Даже небольшие токи, протекающие от одной поверхности к другой, вызывают их электролитическую эррозию, которая при длительном действии приводит к разрушению рабочих поверхностей подшипника. При значительных токах, протекающих через отдельные точки в местах пробоя масляной пленки между

поверхностями, происходит сильное нагревание и даже оплавление точек электрического контакта, что также приводит к разрушению подшипника.

Существуют определенные условия возникновения ЭДС, под действием которых протекают подшипниковые токи.

Одно из таких условий — униполярный эффект, проявляющийся при наличии магнитного потока вдоль оси вала, который намагничивает вал, втулку ротора, втулки подпятника и подшипников в аксиальном (вдоль оси вала) направлении. При вращении ротора вал генератора и его втулки представляют собой как бы униполярный генератор и между различными точками поверхностей трения подшипника (подпятника) возникает ЭДС, пропорциональная магнитному потоку, проходящему по валу. Достаточно всего несколько десятых долей вольта униполярной ЭДС, чтобы пробить масляную пленку между поверхностями трения подшипников и вызвать униполярные подшипниковые токи. Для создания такой униполярной ЭДС достаточно бывает магнитного поля вдоль оси вала порядка нескольких сотых долей тесла.

Это поле может возникнуть благодаря круговому току возбуждения ротора, протекающему по перемычкам, соединяющим полюса (если посмотреть на ротор с торца, то все межполюсные соединения образуют один виток; при протекании тока возбуждения по нему создается магнитное поле вдоль оси вала).

Намагничивание вала вызывают также витковые замыкания в катушках полюсов, несимметрия магнитной цепи машины, круговой ток соединений добавочных полюсов возбuditеля при несоблюдении специальных мер для уничтожения униполярного эффекта и др.

Уничтожить постоянное намагничивание вала можно путем его размагничивания.

Второе условие появления подшипниковых токов — наведение переменной ЭДС вала порядка 1...3 В, обусловленной наличием переменного магнитного потока сцепления с контуром: вал — подшипники (в том числе и подпятник) — крестовины подшипников — корпус статора. Переменное потокоцепление с этим контуром может возникнуть при вращении ротора потому, что магнитная цепь гидрогенератора несимметрична из-за наличия стыков между отдельными частями статора (в разъемном статоре), эксцентричного положения ротора, наличия стыков между перекрывающимися друг друга сегментами листов статора, канавок для шпонок, которыми крепят сегменты к корпусу, отверстий в пакете листов, сквозь которые пропускают стяжные болты, и т. п.

Кроме того, ЭДС вала наводится магнитными полями, возникающими при некоторых несимметричных режимах, переходных процессах, при повреждениях изоляции обмотки и др.

Основное средство сохранения подшипников и подпятника от разрушения подшипниковыми токами — их электрическая изоляция от корпуса. В подпятнике обычно изолируют диск от втулки. Изолируют также все болты и штифты, крепящие диск и сальниковые уплотнения масляной ванны.

В направляющих подшипниках изолируются от крестовины корпус, а также все масляные и водяные трубопроводы с помощью изолированных патрубков, резиновых вставок и т. п. Также изолируют и опору подпятника, если нельзя по каким-либо причинам изолировать диск от втулки.

В гидрогенераторах подвешенного исполнения изолируют верхний направляющий подшипник и подпятник, подшипники регуляторного генератора; если в конструкции предусмотрен маслоприемник турбины, то изолируют и его.

В гидрогенераторах зонтичного исполнения подпятник и нижний направляющий подшипник можно не изолировать, потому что они шунтируются рабочим колесом турбины, а верхний направляющий подшипник, подшипники регуляторного генератора и маслоприемник обязательно изолируют. Тем не менее желательно в целях повышения надежности нижний подшипник и подпятник также изолировать, так как в случае повреждения, случайного замыкания или загрязнения изоляции любого изолированного элемента над ротором электрический ток частично пойдет через рабочее колесо турбины на землю, а частично — через нижний подшипник и подпятник, что приведет к их разрушению.

В эксплуатации регулярно измеряют сопротивление изоляции подшипников и подпятника мегаомметром на 1000 В. Это сопротивление не должно быть меньше 1 МОм.

§ 1.15. КРЕСТОВИНЫ

Крестовины гидрогенератора служат для восприятия и передачи вертикальных и радиальных усилий непосредственно на фундамент или на корпус статора, закрепленный на фундаменте. В них размещают направляющие подшипники и подпятник, если он не опирается на крышку турбины.

Крестовину, в которой размещают подпятник, называют *опорной* или *грузонесущей*. Она воспринимает усилия, передаваемые подпятником, от массы ротора гидрогенератора и рабочего колеса турбины, а также от вертикальной составляющей давления воды на рабочее колесо турбины. Поэтому масса и высота опорной крестовины получаются большими, особенно при значительных ее радиальных размерах.

В гидрогенераторах подвешенного исполнения нижние крестовины имеют более легкую конструкцию, хотя по условиям перевозки в крупных гидрогенераторах их выполняют разборными. Они слу-

жат для установки в них нижнего направляющего подшипника (если он предусмотрен в конструкции) и установки тормозов-домкратов. Нижние крестовины опираются на железобетонное кольцо фундамента. В некоторых конструкциях гидрогенераторов при одном верхнем направляющем подшипнике и размещении подпятника в верхней крестовине или на крышке турбины нижняя крестовина может отсутствовать (см. рис. 1.13). В этих случаях тормоза-домкраты устанавливают непосредственно на железобетонное кольцо фундамента. Верхняя крестовина имеется у каждого гидрогенератора, даже если он зонтичного исполнения без верхнего направляющего подшипника, так как она служит в этом случае опорой для статора возбuditеля (подвозбудителя) и других неподвижных узлов и деталей. Пространство между лапами крестовины перекрывают стальными листами для предотвращения попадания посторонних предметов на вращающийся ротор и организации направления струй охлаждающего воздуха. Верхняя крестовина опирается на фланец корпуса статора и крепится болтами.

Все крестовины гидрогенераторов выполняют, как правило, сварными.

В зависимости от нагрузки и радиального размера крестовине придают одну из двух конструктивных форм: мостовую с двумя (рис. 1.62) или четырьмя (рис. 1.63) балками таврового сечения; лучевую с отъемными, радиально расположенными лапами (рис. 1.64).

Мостовые крестовины с двумя балками таврового сечения, по форме напоминающие ферму моста (см. рис. 1.62), применяют при относительно небольших нагрузках на крестовину и небольших диаметрах статоров. Они просты по устройству и не требуют большой механической обработки. Мостовые крестовины полностью изготавливают на заводе и целиком доставляют на место монтажа гидрогенератора. Поэтому к ним предъявляют требования

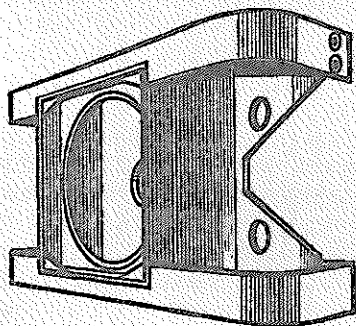


Рис. 1.62. Мостовая крестовина с двумя балками

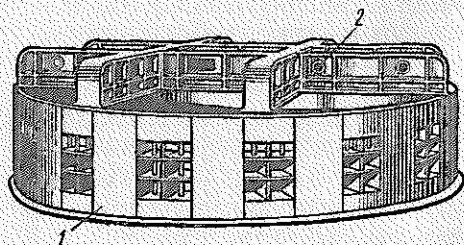


Рис. 1.63. Мостовая крестовина с четырьмя балками:

1 корпус статора, 2 верхняя крестовина

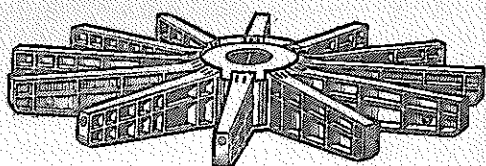


Рис. 1.64. Лучевая крестовина в собранном виде

ванной подпятника или направляющего подшипника. По диаметру ванны подпятника определяют расстояние между лапами крестовины. Чем больше это расстояние, тем более жесткой приходится выполнять центральную часть крестовины, чтобы прогиб ее от действия нагрузки не превышал определенной величины.

При больших нагрузках мостовую крестовину с двумя параллельными балками усиливают еще двумя параллельными балками, расположенными перпендикулярно основным. Таким образом, получается мостовая крестовина с четырьмя балками таврового сечения (см. рис. 1.63).

Если радиальные размеры мостовой крестовины с четырьмя балками не позволяют перевозить ее по железной дороге целиком, то две балки делают отъемными и транспортируют отдельно. На месте монтажа крестовину собирают полностью.

При больших диаметрах статоров крестовины мостового типа трудновыполнимы, громоздки, превышают железнодорожные габариты и поэтому выполняют крестовины лучевого типа с отъемными, радиально расположенными лапами (см. рис. 1.64). Число лап, определяемое из механического расчета, зависит от нагрузки на крестовину и ее радиальных размеров. В больших гидрогенераторах число лап крестовины доходит до двенадцати.

Центральная часть опорной лучевой крестовины гидрогенератора представляет собой

транспортабельности по железной дороге, т. е. по размерам они должны вписываться в железнодорожные габариты. В опорной крестовине мостового типа между двумя параллельными балками сваривается центральная часть, которая является

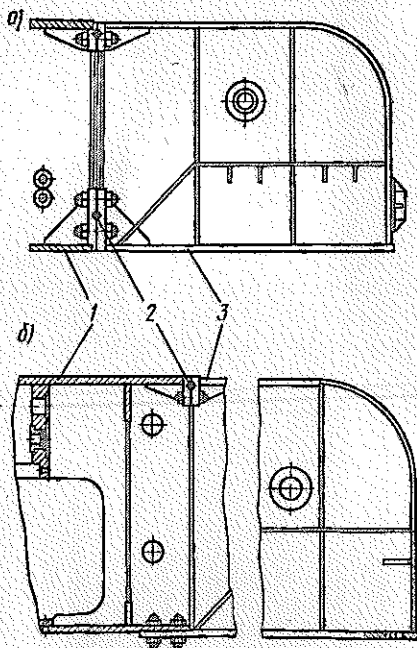


Рис. 1.65. Конструкции (а) и (б) крепления лап лучевой крестовины к центральной части:

1 — центральная часть; 2 — цилиндрический штифт; 3 — лапа

цельносварную конструкцию, к которой крепят лапы двутаврового сечения. Подпятник устанавливают на крестовину или встраивают в ее центральную часть, что несколько усложняет ее, но уменьшает высоту гидрогенератора.

Лапы крепят с помощью стыковых плит (рис. 1.65, а), приваренных к центральной части и к торцам лап. Точность соединения обеспечивается припасованными цилиндрическими штифтами, которые при действии вертикальной нагрузки работают на срез. Стыковые плиты скреплены шпильками. Нижние шпильки работают на растяжение, а верхние нагрузки не несут и являются монтажными.

При очень больших вертикальных нагрузках применяют крепление лап к центральной части (рис. 1.65, б). Нижняя полка лапы выступает за ее торец и крепится припасованными шпильками к нижнему диску центральной части. Нижние шпильки работают на срез, верхние являются монтажными.

Радиальные усилия от направляющего подшипника передаются лапами крестовины непосредственно на фундамент через винтовые домкраты.

Крестовины между лапами бывают закрыты перекрытиями из стали толщиной порядка 8 мм, закрепленными на опорных балочках. Перекрытия служат полом для обслуживающего персонала и, кроме того, отделяют гидрогенератор от окружающего пространства, что необходимо при замкнутой системе вентиляции. Для создания напорных воздушных камер на крестовинах укрепляют щиты из стали толщиной 2...3 мм обычно напротив лобовых частей.

КОНСТРУКЦИЯ ГИДРОГЕНЕРАТОРОВ В НЕПОСРЕДСТВЕННОМ ОХЛАЖДЕНИИ

§ 2.1. ОБЩИЕ СВЕДЕНИЯ

Строящиеся и проектируемые в последнее время мощные гидроэлектростанции оборудуют гидроагрегатами все большей мощности. Стремление к росту единичной мощности гидроагрегата на ГЭС определяется экономической целесообразностью, так как при этом повышается к. п. д. гидрогенераторов, снижаются расходы на их изготовление (для конкретной станции), уменьшаются объемы и сроки строительных работ на ГЭС и в целом снижается стоимость строительства ГЭС.

Рост единичной мощности гидрогенераторов с косвенным воздушным охлаждением возможен лишь за счет увеличения их размеров и применения новых современных электротехнических, изоляционных и конструкционных материалов. Это объясняется тем, что при косвенном воздушном охлаждении обмоток тепло, выделяемое в них, передается охлаждающему воздуху (или другим частям машины, охлаждаемым воздухом) через электрическую изоляцию проводников, создавая определенный перепад температуры в ней.

Увеличение электромагнитных нагрузок, которое могло бы привести к росту единичной мощности при тех же размерах гидрогенератора, оказывается невозможным из-за чрезмерного перепада температуры в изоляции обмотки статора, превышения температуры омываемых воздухом поверхностей над температурой охлаждающего воздуха, а также из-за увеличения относительных индуктивных сопротивлений рассеяния обмоток.

Применение новых современных материалов, например использование для обода ротора сталей повышенного качества с высокими значениями предела текучести, позволяет повысить допустимую окружную (линейную) скорость вращения при заданной угонной частоте вращения ротора. При этом можно допустить больший диаметр ротора. Однако увеличение размеров гидрогенераторов происходит в основном за счет его длины, так как допустимые механические напряжения в современных гидрогенераторах находятся на достаточно высоком уровне. С ростом длины сердечника статора гидрогенератора приходится считаться с худшими условиями охлаждения обмоток и сердечника, увеличением степени неравномерности нагрева активной части по длине. Кроме этого, из-за ограничения размеров условиями перевозки в ряде случаев необ-

ходимо применять шихтовку (сборку) сердечника и укладку обмотки статора на месте монтажа гидрогенератора.

Мощность гидрогенератора при заданных размерах существенно возрастает с применением высококачественной холоднокатаной стали с пониженными удельными потерями мощности в ней и более тонкой современной терморезистивной изоляции. Так, применяя холоднокатаную электротехническую сталь с удельными потерями менее 1 Вт/кг, можно существенно увеличить основную гармоническую индукцию в воздушном зазоре. При более тонкой изоляции обмотки статора лучше используется пространство в пазу статора, улучшается теплопередача тепла от обмотки к сердечнику, что позволяет принять более высокие значения линейной нагрузки.

Используя перечисленные способы повышения единичной мощности, были построены гидрогенераторы с воздушным охлаждением мощностью 250 МВт, коэффициент мощности 0,85 для Братской и Чиркейской ГЭС и мощностью 300 МВт для Токтогульской ГЭС. Эти гидрогенераторы с воздушным косвенным охлаждением являются предельными по мощности и размерам для заданных частот вращения.

Наиболее экономичным способом увеличения единичной мощности гидрогенератора без существенного увеличения его размеров является применение более совершенных систем охлаждения отдельных узлов машины, в частности непосредственное охлаждение обмоток, при котором охлаждающий агент (газ или жидкость) непосредственно соприкасается с проводниками, отводя от них тепло. Эффективность охлаждения резко возрастает, особенно если в качестве охлаждающего агента (среды) применять воду.

В табл. 2.1 приведены свойства охлаждающих сред (в отн. ед.), которые можно применять в системах охлаждения электрических машин.

Для непосредственного охлаждения отдельных узлов гидрогенераторов обычно применяют воздух или воду. При непосредственном водяном охлаждении (НВО) ограничение по единичной мощности гидрогенератора практически снимается. Наибольшая мощность гидрогенератора определяется мощностью, на которую можно изготовить гидравлическую турбину для привода гидрогенератора. НВО статора и ротора позволяет увеличить линейную токовую нагрузку гидрогенератора более чем в два раза при удовлетворительных значениях синхронных индуктивных сопротивлений обмотки статора. Переход от менее эффективной системы косвенного охлаждения воздухом к НВО при сохранении момента инерции ротора дает возможность существенно повысить к. п. д. главным образом за счет снижения вентиляционных потерь.

Ленинградским электромашиностроительным объединением (ЛЭО) «Электросила» в 1961 г. был впервые в мировой практике изготовлен опытный гидрогенератор мощностью 160 МВ·А при

частоте вращения 68,2 об/мин с НВО обмотки статора для Волжской ГЭС. Применение НВО для обмотки статора дало возможность уменьшить длину сердечника статора с 2 до 1,3 м и повысить на 22% мощность по сравнению с гидрогенератором, имеющим косвенную воздушную систему охлаждения. В 1965 г. ЛЭО «Электросила» были изготовлены самые мощные для того времени гидрогенераторы для Красноярской ГЭС мощностью 590 МВ·А при частоте вращения 93,8 об/мин с НВО обмотки статора и непосредственным внутрипроводниковым охлаждением воздухом обмотки ротора.

Таблица 2.1

Свойства	Охлаждающая среда, отн. ед.			
	Воздух	Технический водород при давлении 0,3 МПа	Трансформаторное масло	Вода
Плотность	1	0,21	848	1000
Объемная теплоемкость	1	3	1400	3500
Теплопроводность	1	7,1	5,3	23
Теплоотводящая способность	1	3	21	50

Переход к непосредственному водяному охлаждению обмотки статора был вынужденным в связи с ростом единичной мощности, так как стало невозможным выполнять машины с косвенным воздушным охлаждением из-за ограничений по транспортным габаритам и механической прочности ротора, вызванных увеличением размеров гидрогенератора. Однако технико-экономические соображения и увеличение надежности показывают целесообразность применения НВО в гидрогенераторах меньшей мощности, которые могут быть выполнены с косвенным воздушным охлаждением.

Еще более перспективной системой, позволяющей улучшить технико-экономические показатели гидрогенераторов больших мощностей, является система полного водяного охлаждения (ПВО), при которой непосредственно охлаждаются водой обмотка статора, обмотка ротора и активная сталь (сердечник) статора. При этом значительно увеличивается надежность работы машины не только за счет снижения температуры активных частей, но и за счет уменьшения неравномерности нагрева, которая может привести к неприятным последствиям из-за неравных термических деформаций отдельных узлов и деталей.

Одним из этапов на пути к ПВО было создание последнего из девяти генераторов для Нурекской ГЭС с НВО обмоток статора и ротора. У первых восьми генераторов НВО были только обмотки статоров, а обмотки роторов охлаждались воздухом.

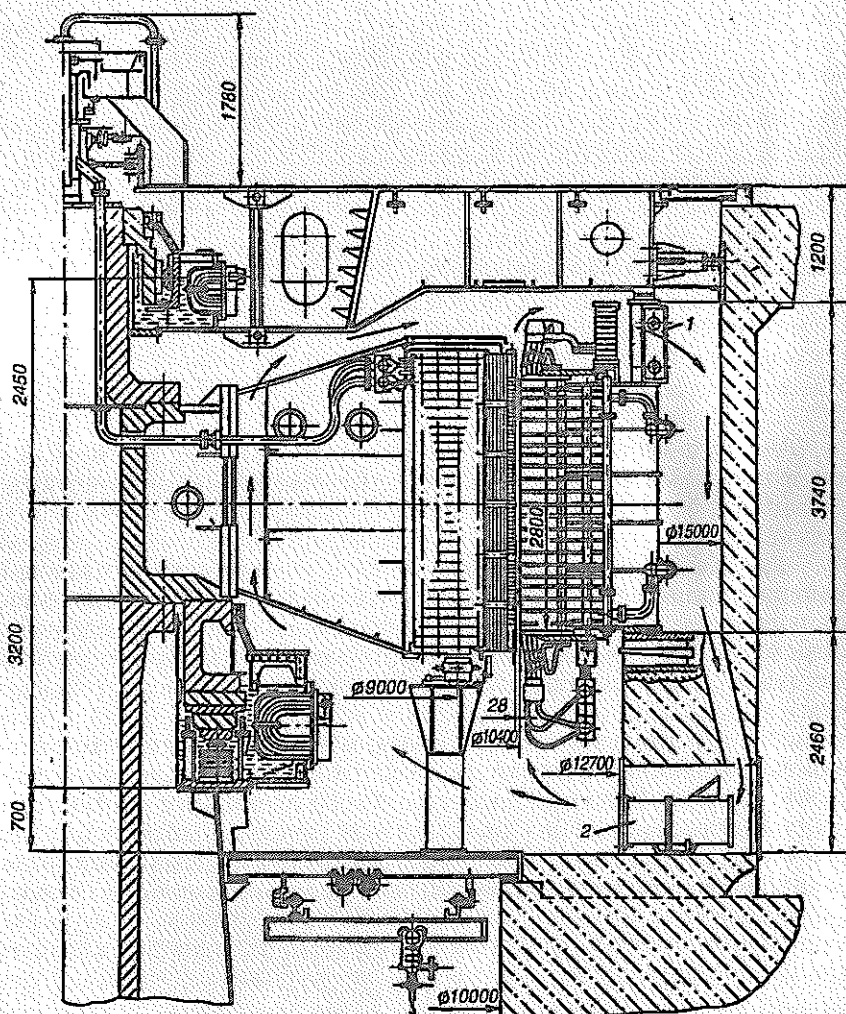


Рис. 2.1. Проект гидрогенератора 600 МВт, 166,7 об/мин, 15,75 кВ с полным водяным охлаждением для Рогунской ГЭС

По данным разработок ПО «Уралэлектротяжмаш», только за счет применения НВО обмотки ротора удалось повысить к.п.д. при номинальной нагрузке на 0,1%, уменьшить расход меди на обмотку возбуждения на 13% и снизить подогрев меди обмотки возбуждения в среднем с 90 до 40 °С.

При НВО обмотки возбуждения снимаются ограничения при выработке реактивной мощности в режиме синхронного компенсатора, которая при воздушном охлаждении из-за перегрева ротора не превышает 70% полной номинальной мощности.

Следующим этапом на пути к ПВО является охлаждение водой сердечника статора. Одним из вариантов технического решения этого вопроса является закладка плоских охладителей с циркулирующей водой между пакетами сердечника статора. На рис. 2.1 представлено сечение гидрогенератора с ПВО для Рогунской ГЭС как вариант технического проекта. Ротор выполнен без каких-либо вентиляционных устройств с гладкой поверхностью, что существенно снижает потери мощности на вентиляцию. Для отвода остающихся вентиляционных потерь мощности, обусловленных трением ротора о воздух, в машине предусмотрен небольшой мощности отдельно стоящий вентилятор 2, который обеспечивает циркуляцию воздуха через воздухоохладитель 1.

НВО обмоток статора и ротора применили в капсульных гидрогенераторах мощностью 20 МВ·А, 93,8 об/мин для Череповецкой ГЭС (см. рис. 1.8), Саратовской ГЭС мощностью 45 МВ·А, 75 об/мин.

Зарубежные фирмы также уделяют много внимания ПВО гидрогенераторов. Швейцарская фирма Броун-Бовери в 1966 г. изготовила горизонтальный гидрогенератор мощностью 86 МВ·А, 428 об/мин с ПВО: водой охлаждаются обмотки статора и ротора, сердечник статора и нажимные плиты сердечника статора. Гидрогенератор предназначен для работы с приводом от ковшовой турбины. Та же фирма в 1968 г. изготовила в вертикальном подвесном исполнении гидрогенератор мощностью 190 МВ·А, 375 об/мин с ПВО для ГЭС Тонстэд (Норвегия). Ротор выполнен с массивными коваными кольцами на двух несущих втулках, насаженных на сплошной вал. Все трубы и элементы систем охлаждения, кроме обмоточной меди и соединительных шлангов, выполнены из нержавеющей стали.

Фирма ASEA (Швеция) в 1967 г. изготовила для ГЭС Зайтеваре гидрогенератор мощностью 225 МВ·А, 200 об/мин, с ПВО. Внутренний диаметр сердечника статора гидрогенератора 7,4 м; длина сердечника 2,3 м.

§ 2.2. КОНСТРУКЦИЯ ОБМОТКИ РОТОРА С НЕПОСРЕДСТВЕННЫМ ВНУТРИПРОВОДНИКОВЫМ ОХЛАЖДЕНИЕМ

Непосредственное внутрипроводниковое охлаждение обмотки возбуждения воздухом. Такое охлаждение можно осуществить различными путями. Наиболее простыми, получившими развитие, являются схемы продольного и поперечного охлаждения.

При продольном охлаждении (рис. 2.2, а) обмотку возбуждения выполняют из полого проводника, по каналу которого проходит охлаждающий воздух. Виток имеет по наружной узкой стороне четыре окна, расположенные по взаимно перпендикулярным осям симметрии (рис. 2.2, б) для входа воздуха в канал и выхода из него. Кроме узких вентиляционных каналов в сердечнике обода ротора предусматривают один широкий кольцевой канал, по которому достаточное количество воздуха подводится к раздаточным коробкам; из них воздух поступает через окна в продольный канал витка. Пройдя четверть витка, нагретый воздух выбрасывается через окна в торцевой стороне витка. Через узкие радиальные каналы в ободке ротора проходит воздух для охлаждения катушек обмотки возбуждения с внешней стороны и для охлаждения статора. Чтобы горячий воздух, выходящий в торцах витков из продольных каналов проводников катушек, не смешивался с менее нагретым, поступающим из узких каналов обода ротора, на роторе

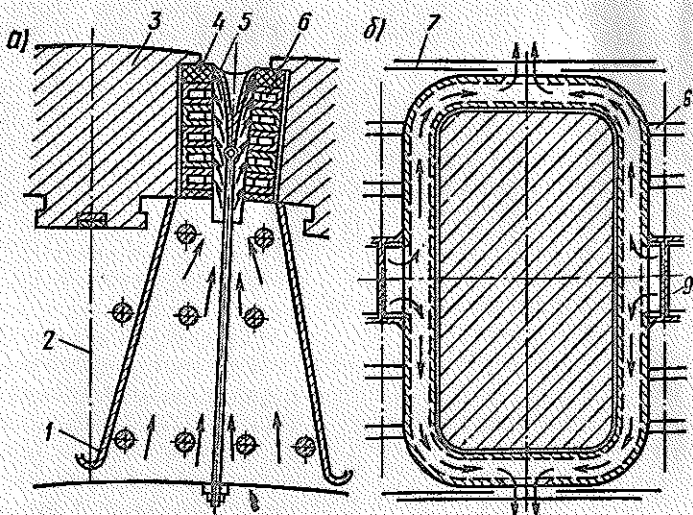


Рис. 2.2. Продольное внутрипроводниковое непосредственное воздушное охлаждение обмотки ротора:

1 направляющая распорка в канале обода; 2 обод ротора; 3 сердечник полюса; 4 изоляционная шайба; 5 раздаточная коробка; 6 полый провод обмотки возбуждения; 7 воздуходелительная перегородка; 8 узкий канал в ободке ротора; 9 широкий канал в ободке

предусматривают воздухоразделяющие перегородки, закрывающие вход воздуха в межполюсное пространство с торцов. Существуют и другие схемы продольного охлаждения, например когда воздух поступает в камеры, расположенные в лобовых частях обмотки, где входит в каналы проводов и нагретый выходит в средней части межполюсного пространства.

В схеме поперечного внутрипроводникового непосредственного охлаждения воздухом обмотки возбуждения воздушные каналы выполняют не вдоль, а поперек проводника. Обмотку выполняют из сплошных проводов. Соседние витки или группы витков обмотки

возбуждения отделяются друг от друга промежутками, образующими поперечные каналы для прохода охлаждающего воздуха. Подобного рода каналы можно получить, вставляя между витками или группой витков распорки или используя провод специального профиля.

На рис. 2.3 показана схема поперечного внутрипроводникового охлаждения воздухом катушек обмотки возбуждения, выполненных из провода специального профиля. Чтобы образовать поперечные каналы, проводник катушки составляют из двух элементарных проводников, электрически соединенных параллельно. Один проводник представляет собой шину постоянного сечения, а другой имеет выемки, образующие каналы. За счет поперечных каналов поверхность охлаждения увеличивается в 10..12 раз по сравнению с обычной схемой охлаждения. Охлажденный воздух поступает из каналов в обод ротора, напротив которых в сердечниках полюсов делается специальное углубление для входа воздуха. Отсюда воздух попадает в специально

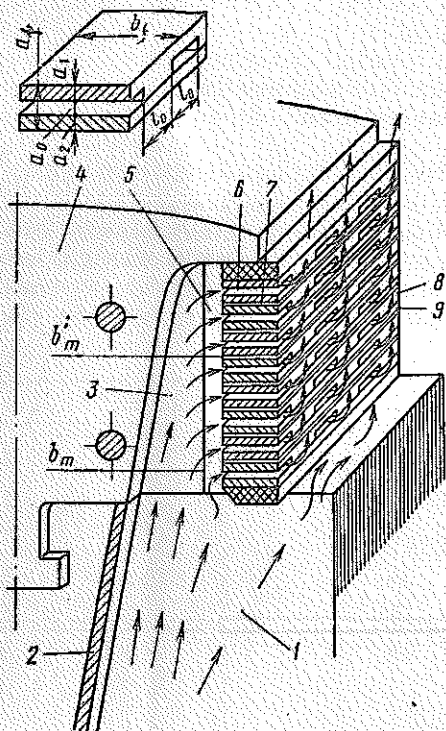


Рис. 2.3. Поперечное внутрипроводниковое непосредственное воздушное охлаждение обмотки ротора:

- 1 канал в ободу ротора; 2 воздухоулавливающая распорка в канале обода; 3 углубление в сердечнике полюса для входа воздуха; 4 сердечник полюса; 5 канал между обмоткой и полюсом; 6 поперечный канал в проводнике; 7 межвитковая изоляция; 8 проводник с поперечными каналами для прохода воздуха; 9 сплошной проводник (сплошной)

предусмотренный кольцевой канал между сердечником и катушкой. Из кольцевого канала воздух равномерно распределяется между всеми поперечными каналами катушки. Часть охлаждающего воздуха из каналов обода ротора попадает непосредственно в межполюсное пространство, где смешивается с нагретым воздухом, выходящим из поперечных каналов, и используется для охлаждения статора.

Расчеты показывают, что течение воздуха в поперечных каналах является ламинарным, при котором коэффициент теплообмена обратно пропорционален ширине канала. Поэтому каналы можно делать узкими, порядка 2...3 мм, исходя из условий их незасоряемости.

Непосредственное водяное охлаждение (НВО) обмотки возбуждения

Для внутрипроводникового НВО обмотки возбуждения применяют дистиллированную воду. К ней предъявляются высокие требования в отношении содержания растворимых в воде солей, газов и взвешенных частиц, которые могут образовывать различные химические соединения между собой или со стенками трубопроводов и откладываться на стенках трубопроводов, уменьшая сечение отверстия для прохода воды.

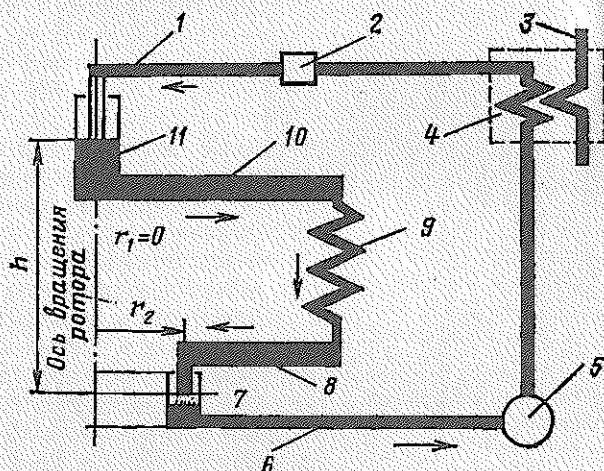


Рис. 2.4. Возможная принципиальная схема водяного охлаждения обмотки ротора гидрогенератора:

1 — трубопровод охлажденной дистиллированной воды; 2 — регулятор расхода; 3 — трубопровод проточной холодной воды; 4 — теплообменник; 5 — насос; 6 — трубопровод нагретой дистиллированной воды; 7 — сливной кольцевой коллектор ротора; 8 — сливной трубопровод ротора; 9 — катушка обмотки ротора; 10 — напорный трубопровод ротора; 11 — приемный коллектор ротора

Катушку обмотки возбуждения при НВО выполняют из полого провода, по каналу которого протекает охлаждающая вода. Существуют также и другие конструктивные схемы охлаждения водой обмотки возбуждения, например схема, в которой охлаждающая вода протекает по трубкам из нержавеющей стали или другого металла, которые имеют хороший тепловой контакт с проводом катушки обмотки возбуждения.

Возможная принципиальная схема НВО обмотки ротора гидрогенератора приведена на рис. 2.4. Холодная дистиллированная вода из трубопровода вливается в приемный коллектор ротора. Приемный коллектор представляет собой трубу обычно из нержавеющей стали, концентрически смонтированную в центральном отверстии вала и вращающуюся вместе с валом. Из приемного коллектора вода направляется по напорному трубопроводу ротора к распределительному коллектору, смонтированному на ободу ротора, к которому присоединены (по воде) изоляционными шлангами одни концы катушек обмотки возбуждения. Другие концы катушек по воде присоединяются также через изоляционные шланги к кольцевому водосборочному коллектору. Электрически катушки обмотки возбуждения соединяются последовательно. Соединение по воде обычно параллельное к двум коллекторам: распределительному и водосборочному.

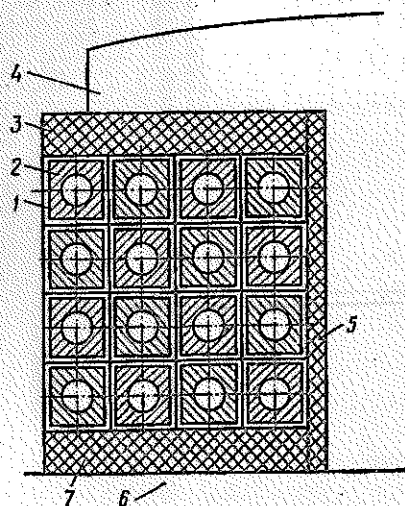


Рис. 2.5. Сечение полюсной катушки с НВО ротора гидрогенератора Череповецкой ГЭС.

1 — изоляция проводника; 2 — полый проводник; 3, 5, 7 — изоляция катушки от сердечника полюса и обода; 4 — сердечник полюса; 6 — обод ротора

Нагретая в катушках обмотки возбуждения вода из водосборного коллектора поступает в сливной коллектор, из которого она подается в теплообменник, где отдает теплоту холодной проточной воде. Охлажденная в теплообменнике дистиллированная вода поступает в приемный коллектор ротора.

Во вращающихся трубопроводах и каналах катушек обмотки возбуждения, расположенных на расстоянии r от оси вращения, центробежными силами столба воды развивается статическое давление (Па)

$$p = 0,2n^2(r^2 - r_1^2)10^5,$$

где r_1 — радиус расположения приемного коллектора от оси вращения, м ($r_1 = 0$ на рис. 2.4); n — частота вращения, об/с.

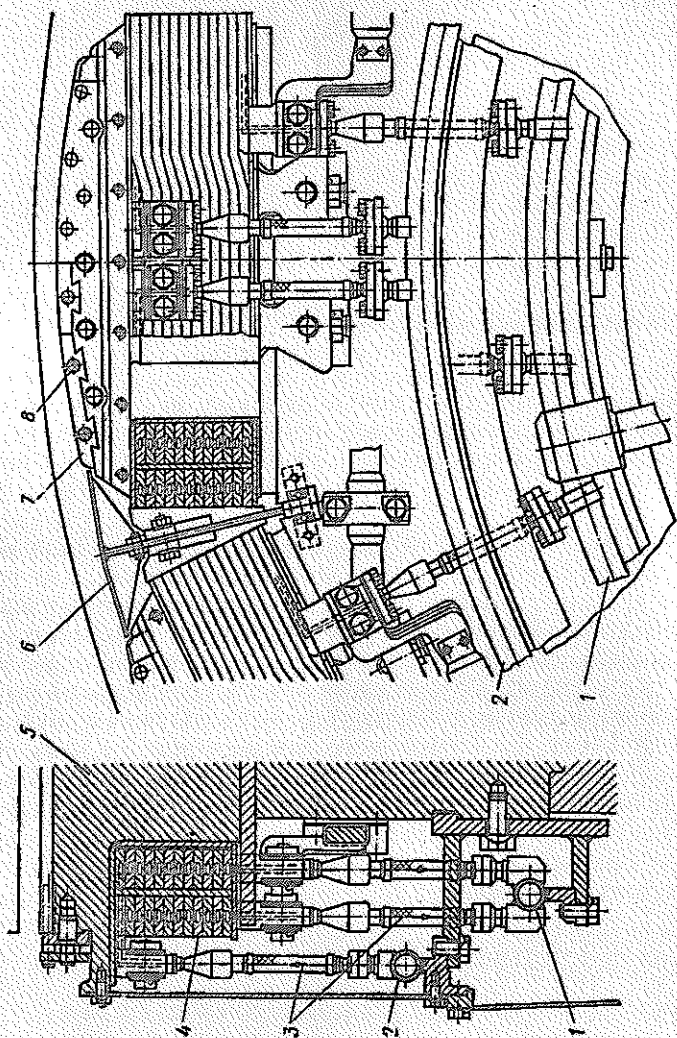


Рис. 2.6. Ротор гидрогенератора с ПВО:

1, 2 — водосборный и распределительный коллекторы; 3 — активные полюсные пластины; 4 — катушка обмотки возбуждения; 5 — сердечник полюса; 6 — щиток, закрывающий межполюсное пространство; 7 — шихтованный наконечник полюса; 8 — стержень демпферной обмотки

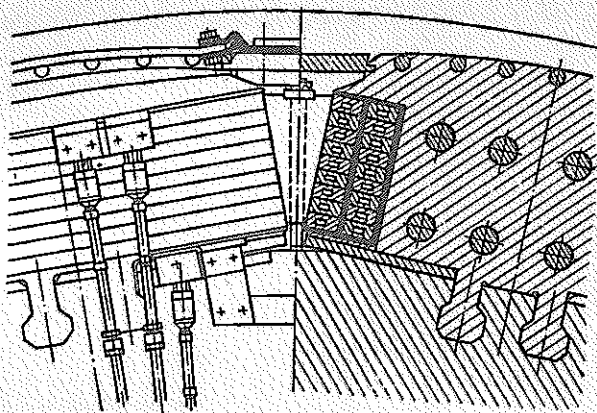


Рис. 2.7. Полос ротора гидрогенератора с ПВО с прямоугольным отверстием в меди

При угонной частоте вращения в крупных и быстроходных гидрогенераторах это давление может достигать 10 и более МПа. Поэтому прочность трубопроводов, и особенно соединений между их участками, должна быть достаточной, чтобы выдерживать это давление.

Для гидрогенератора Череповецкой ГЭС катушки обмотки возбуждения были намотаны из меди квадратного сечения с внутренним каналом круглого сечения (рис. 2.5). Круглое сечение канала хорошо противостоит большим гидравлическим давлениям и имеет малое гидравлическое сопротивление. Некоторые фирмы применяют для катушек обмотки возбуждения с непосредственным водяным охлаждением полую медь прямоугольного профиля с внутренними каналами также прямоугольного сечения (рис. 2.6, 2.7). Катушки имеют двухрядную намотку меди, причем оба ряда по воде включены параллельно. К коллекторным трубам катушки присоединяются эластичными изоляционными шлангами. Все паяные соединения ротора наряду с гидравлическими испытаниями проходили рентгеновский контроль.

§ 2.3. НЕПОСРЕДСТВЕННОЕ ВОДЯНОЕ ОХЛАЖДЕНИЕ СТАТОРА

Непосредственное водяное охлаждение обмотки статора.

При непосредственном водяном охлаждении в стержне обмотки предусматривают часть полых проводников, по которым протекает охлаждающая дистиллированная вода. На рис. 2.8 показано сечение паза с НВО обмотки, причем один из трех проводников полый, а два сплошных. Соотношение полых и сплошных про-

водников определяется конструктором и зависит от расчета. Полые проводники имеют больший размер по высоте паза, чем сплошные, и поэтому в них большие добавочные потери на вихревые токи от полей пазового рассеяния, чем в сплошных. Теплота, выделяющаяся в сплошных проводниках, через сравнительно тонкую изоляцию (около 0,35 мм) передается полым проводникам и охлаждающей воде. Чтобы уменьшить перепад температур на пути теплового потока, полые проводники можно делать неизолированными.

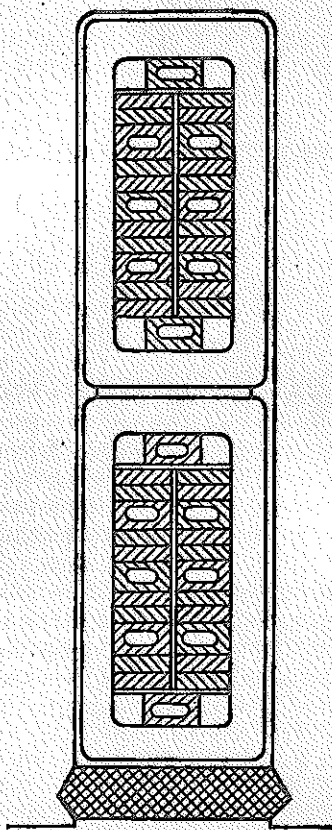


Рис. 2.8. Сечение паза статора с НВО обмотки

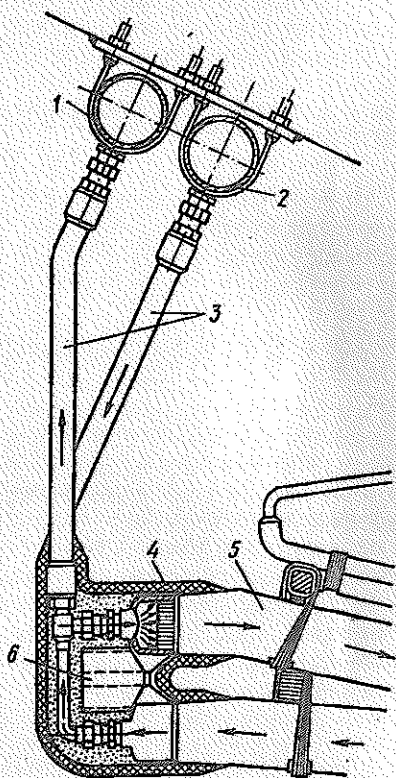


Рис. 2.9. Конструктивная схема питания обмотки статора дистиллированной водой при НВО:

1 — водосборный коллектор; 2 — распределительный коллектор; 3 — изолирующие гибкие шланги; 4 — медный водораспределительный наконечник стержня; 5 — стержень; 6 — электрическое соединение между стержнями

Электрическая схема соединений обмотки статора и схема соединений по воде не совпадают. По воде все стержни разделяют на группы. Стержни одной группы соединяют по воде последовательно. Для того чтобы вход и выход воды из группы стержней был с одной стороны сердечника статора, число стержней в группе должно быть четным (2, 4, 6, ...). Все группы стержней (а их может быть несколько сотен) присоединяются параллельно гибкими изолирующими шлангами из фторопласта (тефлона) к распределительному и водосборному коллекторам (рис. 2.9). К распределительному коллектору подают холодную дистиллированную воду. Пройдя стержни обмотки и охладив их, вода нагревается и поступает в водосборный коллектор, откуда она подается в теплообменник, охлаждаемый проточной водой. Охлажденная вода снова поступает в распределительный коллектор обмотки. Циркуляцию дистиллированной воды в замкнутой системе осуществляют с помощью насосов. На пути циркуляции воды устанавливают механические и деионизационные фильтры.

Электрическое соединение стержней производится через наконечники, припаянные твердым припоем. Водяные камеры наконечников соединяются переходными медными трубками. Напорный (водораспределительный) и сливной (водосборный) коллекторы обмотки статора, как правило, располагают внизу статора, что предохраняет обмотку статора от заливания водой при случайной течи в системе водоподвода.

Система водоподвода, места соединений трубопроводов, полые проводники стержней должны быть герметичны. Попадание воды на изоляцию стержней приводит к ее увлажнению, недопустимому снижению электрической прочности и в результате к пробое изоляции. Поэтому все элементы обмотки, водоподвода к ней подвергаются при изготовлении и сборке на монтаже тщательным гидравлическим испытаниям.

Шведская фирма ASEA в гидрогенераторе с ПВО применила конструкцию стержня статора, в котором три плоские охлаждающие трубки из нержавеющей стали расположены в середине стержня по высоте. Стержень транспонирован. В трубках может быть применена довольно высокая скорость течения воды. Согласно расчетам, добавочные потери на вихревые токи в таком стержне оказываются меньшими, чем в стержне с чередующимися сплошными и полыми медными проводниками. Электрическое соединение в головках стержней может быть выполнено с применением сварки, обладающей большей надежностью по сравнению с паяными соединениями.

Непосредственное водяное охлаждение сердечника статора

Охлаждение сердечника статора в гидрогенераторах с ПВО может быть осуществлено с помощью трубчатых змеевиков 2 из нержавеющей стали, встроенных в блоки 1 из алюминиевого сплава,

размещенных между пакетами сердечника, как показано на рис. 2.10. Со стороны спинки сердечник разбит на отдельные кольцевые пакеты 3, между которыми находятся охлаждающие блоки по всему кольцу сердечника. Размеры блока соответствуют размерам спинки сердечника, но несколько не доходят до дна пазов. По высоте сердечника змеевики блоков соединены последовательно, образуя, таким образом, множество параллельных ветвей, включенных между напорным и сливным коллекторами.

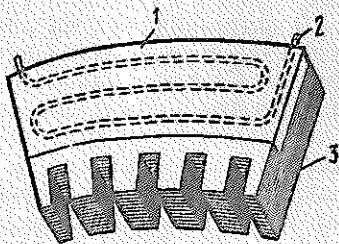


Рис. 2.10. Блок из алюминиевого сплава с трубчатым змеевиком для водяного охлаждения сердечника статора

Другое техническое решение охлаждения водой сердечника статора — применение аксиальных охлаждающих трубок, вставленных в предварительно выштампованные отверстия или полуотверстия в спинках сегментов стали статора. Охлаждающие трубки заделывают в спинку статора с предварительным механическим напряжением. Для обеспечения надежного теплового контакта между сегментами сердечника и охлаждающими трубками при монтаже вводят специальную пасту.

На рис. 2.11 показано возможное техническое решение заделки охлаждающих трубок в спинку статора. Кроме мест для размещения трубок в спинках сегментов выштамповывают паз по форме ласточкина хвоста, в который вводят сухарь 3 с ввернутым в него болтом 5 для крепления пластинчатой пружины 4, которой охлаждающие трубки 2 прижимаются к сердечнику 1.

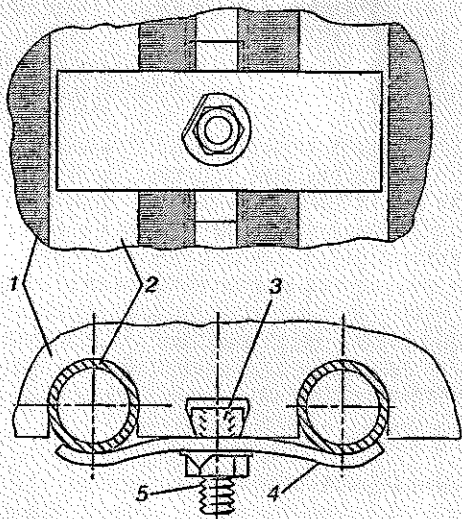


Рис. 2.11. Водяное охлаждение сердечника статора с помощью аксиальных трубок

При достаточно больших диаметрах трубок (25...35 мм) для охлаждения можно применять пресную воду, температура которой на 20...30 °С ниже температуры дистиллированной воды, охлаждающей обмотку. Можно применять и дистиллированную воду. Охлаждающие трубки разбиваются на группы, в которых они соединяются последовательно. Группы трубок присоединяются

параллельно к соответствующим коллекторам. Схема охлаждения сердечника статора с помощью аксиальных трубок не требует деления сердечника на отдельные пакеты и каналы между ними, что приводит к уменьшению длины статора и ротора.

Нажимные плиты сердечника статора выполняют из немагнитной стали и охлаждают водой. Для лучшего охлаждения торцевых частей сердечника статора (для охлаждения аксиальных трубок от сердечника) отделяют крайние пакеты длиной 40...50 мм. Между ними и сердечником размещают охлаждающие элементы с змеевиками (см. рис. 2.10), по которым протекает холодная вода.

Принципиальная схема полного водного охлаждения гидрогенератора

Схема ПВО гидрогенератора зависит от его конструкции и принятых конструкторских решений. Сердечник статора и нажимные плиты могут охлаждаться в одних случаях пресной проточной

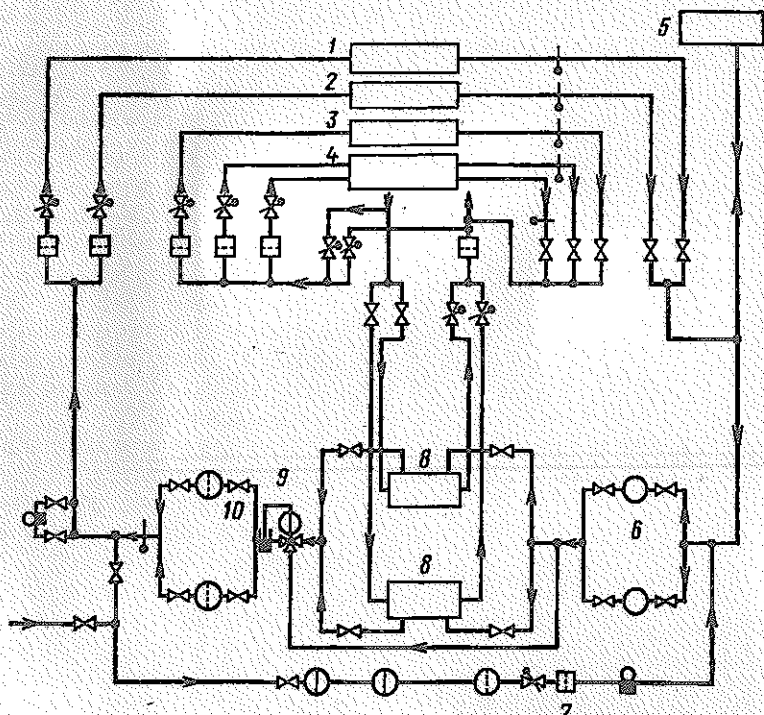


Рис. 2.12. Принципиальная схема полного НВО:

1 — обмотка ротора; 2 — обмотка статора; 3 — сердечник статора; 4 — нажимные плиты статора; 5 — расширительный бак; 6 — насосные агрегаты; 7 — система очистки (ионообменник, удаление кислорода) и контроля чистоты воды; 8 — теплообменники (охлаждатели); 9 — вентиль регулирования нагрева; 10 — фильтры

водой, в других — дистиллированной. На рис. 2.12 показан вариант схемы ПВО гидрогенератора, в котором нажимные плиты и сердечник статора гидрогенератора охлаждаются свежей пресной проточной водой. Потери в обмотках ротора и статора отводятся деионизированной, свободной от кислорода дистиллированной водой, циркулирующей в замкнутой системе охлаждения.

Кислород в системе появляется, главным образом, в процессе диссоциации воды в цепи охлаждения ротора. Система очистки включает в себя механические и деионизационные фильтры. Для вывода кислорода поток дистиллированной воды распыляется в азоте. Постоянно проверяют электропроводность дистиллированной воды, наличие циркуляции воды во всех контурах, а также относительную влажность в шахте статора. Показания температуры в системах охлаждения, обмотках и зубах статора снимаются периодически.

Все трубы и элементы системы охлаждения, кроме обмоточной меди и соединительных плангов, выполняют из нержавеющей стали. Основная схема имеет резервные дублирующие элементы. При падении давления воды в системе автоматически включаются резервные насосы. Привод насосов осуществляется трехфазными двигателями переменного тока. Кроме того, они могут приводиться во вращение резервными электродвигателями постоянного тока, питаемыми от аварийных агрегатов.

СИНХРОННЫЕ КОМПЕНСАТОРЫ

§ 3.1. ОБЩИЕ СВЕДЕНИЯ. ИСПОЛНЕНИЯ
СИНХРОННЫХ КОМПЕНСАТОРОВ

Большинство электромагнитных устройств (асинхронные электродвигатели, трансформаторы, индукционные печи, тиристорные преобразователи и др.) для создания электромагнитных полей потребляют из сети реактивную мощность, что приводит к загрузке линий электропередач реактивным током и ограничивает их пропускную способность. Кроме того, сами линии электропередач обладают значительным индуктивным сопротивлением и также потребляют реактивную мощность.

Синхронные компенсаторы являются генераторами реактивной мощности и предназначены для компенсации реактивного тока в линии электропередач (ЛЭП). Изменение режима работы энергосистем и потребителей электроэнергии с пиками и провалами нагрузки с большими колебаниями соотношения между активной и реактивной мощностями приводят к непостоянству напряжения в сетях, которое ухудшает технические и экономические показатели работы потребителей электроэнергии. Благодаря возможности плавного регулирования реактивной мощности во всех режимах работы ЛЭП синхронные компенсаторы способствуют поддержанию постоянства напряжения на приемной подстанции.

По своему устройству компенсатор представляет собой синхронную машину, работающую в режиме двигателя без активной нагрузки с реактивным опережающим (емкостным) током при перевозбуждении или с отстающим (индуктивным) по отношению к напряжению сети током при недовозбуждении. Устанавливаются синхронные компенсаторы, как правило, на приемном конце ЛЭП (у потребителя). Работая в компенсаторном (емкостном) режиме, они компенсируют реактивный (индуктивный) ток ЛЭП. Этот режим является основным, номинальным режимом.

В часы уменьшения нагрузки ЛЭП напряжение на ее приемном конце повышается. Для снижения напряжения синхронный компенсатор переводят в режим недовозбуждения (индуктивный режим), при котором он потребляет реактивную мощность. Таким образом, синхронный компенсатор может заменять компенсирующие реакторы, служащие для компенсации емкостного тока ненагруженной ЛЭП. Однако по сравнению с реакторами синхронные компенсаторы имеют большие преимущества, так как позволяют путем

изменения их возбуждения и соответственно реактивной мощности в широких пределах плавно регулировать напряжение на шинах подстанции, к которой они подсоединены.

Если по каким-либо условиям на электрической станции синхронные генераторы активной мощности работают с коэффициентом мощности, близким к единице (например, на ГЭС с капсульными гидрогенераторами), то для покрытия дефицита реактивной мощности синхронные компенсаторы устанавливают и на передающем конце ЛЭП вблизи генераторов активной мощности.

В связи с развитием энергосистем и их объединением между собой большое внимание уделяется обеспечению оптимального режима, достигаемого с помощью синхронных компенсаторов, при котором потери в ЛЭП минимальны, а передаваемая по ним активная мощность максимальна. Установленная мощность синхронных компенсаторов, требуемая для обеспечения оптимального режима, составляет обычно 25...30% от пропускной мощности ЛЭП, а в отдельных случаях она может достигать 40...50% от мощности приемной подстанции. Установленная мощность синхронных компенсаторов на одной современной приемной подстанции составляет не менее 50...100 МВ·А, а на крупных подстанциях доходит до 400...500 МВ·А. Установка нескольких синхронных компенсаторов относительно небольшой единичной мощности на одной подстанции в таких условиях нецелесообразна, так как это привело бы к возрастанию капитальных затрат и к большим потерям мощности. Поэтому с развитием энергосистем растет и единичная мощность строящихся синхронных компенсаторов.

Синхронные компенсаторы с относительно небольшой единичной мощностью 10...25 МВ·А имеют воздушное охлаждение и устанавливаются на распределительных районных подстанциях. Компенсаторы с единичной мощностью 32 МВ·А и выше изготавливают для наружной установки и с водородным охлаждением. Применение водорода вместо воздуха в качестве охлаждающего агента позволяет снизить потери мощности в синхронном компенсаторе за счет уменьшения вентиляционных потерь, а также увеличить их номинальную мощность при тех же главных размерах.

Наибольшая единичная мощность построенного синхронного компенсатора с водородным охлаждением составляет 160 МВ·А. При этом габариты его статора удовлетворяют условиям железнодорожных перевозок. Дальнейший рост единичной мощности до 320...350 МВ·А без увеличения наружных размеров требует применения более эффективного непосредственного водяного охлаждения обмоток синхронных компенсаторов.

Ток статора синхронного компенсатора во всех режимах

$$I = (E_f - U_c) / x_d$$

где E_f — ЭДС фазы статора, соответствующая заданному возбуждению.

Максимальный ток статора I и максимальная реактивная мощность Q в режиме недовозбуждения будут при токе возбуждения $I_2 = 0$ ($E_f = 0$):

$$I = U/x_d, \quad Q = U^2/x_d.$$

При $x_d = 2...2,2$ о. е. (относительных единиц) максимальная мощность синхронного компенсатора в режиме недовозбуждения составит 0,5...0,45 от его номинальной мощности. Увеличение реактивной мощности в режиме недовозбуждения за счет уменьшения x_d нецелесообразно, так как это привело бы к увеличению габаритов, массы и стоимости синхронного компенсатора.

Повышения мощности в индуктивном режиме можно достичь более экономичным способом — подачей на обмотку ротора отрицательного тока возбуждения. При этом ротор поворачивается по отношению к оси магнитного поля на угол, равный примерно 90° , и уже не продольная, а поперечная ось ротора q совпадает с осью магнитного поля. Индуктивное сопротивление обмотки статора становится равным x_q . Максимальная реактивная (индуктивная) мощность в этом случае

$$Q = U^2/x_q$$

возрастает до 80% от номинальной мощности в емкостном режиме (при перевозбуждении). Чтобы обеспечить устойчивость работы компенсатора в режиме отрицательного возбуждения, необходима специальная автоматически регулируемая быстродействующая система возбуждения. Такими системами являются полупроводниковые тиристорные и бесщеточные системы возбуждения, применяемые в современных синхронных компенсаторах.

Реакция якоря при отрицательном возбуждении, так же как и в режиме недовозбуждения, — намагничивающая. При этом резко возрастают потоки рассеяния, создаваемые МДС обмотки статора, особенно в зоне торцевых частей, что приводит к увеличению потерь мощности и нагреву торцевых частей статора (нажимных плит, пальцев, крайних пакетов сердечника, бандажных колец и др.). При конструировании синхронных компенсаторов необходимо принимать меры к снижению этих потерь и нагрева. Бандажные кольца, нажимные плиты, кронштейны рекомендуется применять из немагнитных материалов, крайние пакеты сердечника статора делать ступенчатыми и предусмотреть их улучшенное охлаждение.

Синхронные компенсаторы, как правило, строят явнополусными. Их конструкции в целом, а также конструкции отдельных узлов

и деталей принципиально мало отличаются от конструкции синхронных быстроходных гидрогенераторов, рассмотренных в предыдущих главах настоящей книги. Поэтому далее будет уделяться внимание лишь особенностям конструкций, присущим синхронным компенсаторам.

Они не сопрягаются ни с приводным двигателем, ни с каким-либо другим механизмом, поэтому их частота вращения и тип исполнения могут быть выбраны конструктором исходя только из технико-экономических показателей самой машины.

Всесторонние исследования различных фирм, как отечественных, так и зарубежных, показали, что оптимальной для синхронного компенсатора является конструкция с явнополусным ротором и числом полюсов, равным 8 или 6. Таким образом, синхронные компенсаторы при частоте сети 50 Гц имеют, как правило, частоту вращения 750 или 1000 об/мин.

Более быстроходные компенсаторы на 1500 или 3000 об/мин должны иметь по механическим соображениям неявнополусный ротор. Они оказываются более дорогими в изготовлении; для их роторов требуются специальные конструкционные стали.

Синхронные компенсаторы с частотой вращения ниже 750 об/мин также оказываются более дорогими, так как имеют большие размеры и массы. Кроме того, возникают затруднения с их транспортировкой.

По технико-экономическим показателям компенсаторы относительно небольшой мощности (до 32 МВ·А) строят на частоту вращения 1000 об/мин; синхронные компенсаторы мощностью 50 МВ·А и выше — на 750 об/мин. Ось вала при принятых частотах вращения располагают горизонтально. Стремление облегчить условия работы подшипников и упростить систему их смазки привело к созданию проектов синхронных компенсаторов с вертикальным валом. В зарубежной практике компенсаторостроения известны случаи изготовления компенсаторов с вертикальным валом. Недостатками такого исполнения являются прежде всего большие масса и габариты по сравнению с горизонтальным исполнением. Приходится увеличивать наружный диаметр корпуса статора из-за встроенных вокруг сердечника статора вертикальных газоохладителей, что и приводит к большему расходу конструктивных материалов. Монтаж вертикальных компенсаторов требует установки крана, в то время как горизонтальные компенсаторы допускают бескрановый монтаж. Более сложным и дорогим оказывается фундамент у вертикальных компенсаторов.

§ 3.2. СИНХРОННЫЕ КОМПЕНСАТОРЫ С ВОЗДУШНЫМ ОХЛАЖДЕНИЕМ

Синхронные компенсаторы с воздушным охлаждением изготовляют мощностью при опережающем токе 25 МВ·А и ниже (16, 10, 5, 2, 8 МВ·А) для установки внутри помещения. Возбуждение таких компенсаторов может быть от возбудителя постоянного тока, непосредственно соединенного с валом компенсатора, или от полупроводниковой системы возбуждения. На рис. 3.1 представлен продольный разрез синхронного компенсатора 16 МВ·А, 1000 об/мин с воздушным охлаждением.

Статор. Конструкция корпуса статора — сварная. Сердечник статора выполнен из холоднокатаной электротехнической стали. Обмотка двуслойная петлевая стержневая с укороченным шагом. Укорочение шага на $1/5$ часть полюсного деления в петлевой обмотке уменьшает длину лобовых частей примерно на 15% по сравнению с волновой. Это приводит к экономии меди и уменьшает потери мощности в обмотке. Стержни выполнены из отдельных изолированных элементарных проводников, транспонированных в пазовой части. Корпусная изоляция — термореактивная.

При номинальном напряжении 6,3 кВ катушки одновитковые, выполненные из двух стержней, спаянных в головках припоем ПСР-15. Головки изолируются колпачками из стекловолокнистого материала, заполненных эпоксидным компаундом. При номинальном напряжении 10,5 кВ катушки обмотки двухвитковые, выполненные из четырех стержней. В этом случае в пазу находятся четыре стержня. Каждый стержень изолируется двумя слоями стеклослюдинитовой ленты толщиной 0,13 мм и одним слоем стеклянной ленты. После опрессовки и запечки стержни попарно изолируются корпусной термореактивной изоляцией. На рис. 3.2 показано соединение стержней в двухвитковых катушках и крепление их в лобовых частях между собой и к бандажным кольцам.

Ротор. Ротаторы синхронных компенсаторов мощностью до 16 МВ·А выполняют с шихтованными полюсами, мощностью 16 и 25 МВ·А — с массивными полюсами и кованым заодно с валом остовом, как показано на рис. 3.3.

Торцы массивных полюсов соединяются между собой медными сегментами с посеребренными контактными поверхностями, которые крепятся к полюсам бронзовыми болтами.

Катушки обмотки возбуждения установлены на полюсах с зазором между медью катушки и полюсом 10...12 мм для организации вентиляционных каналов. В межполюсном пространстве устанавливаются 3...4 распорки по длине полюса, которые противодействуют центробежным силам, стремящимся выбросить витки катушки ротора в немагнитный зазор между статором и ротором. На валу с обеих сторон ротора расположены два вентилятора.

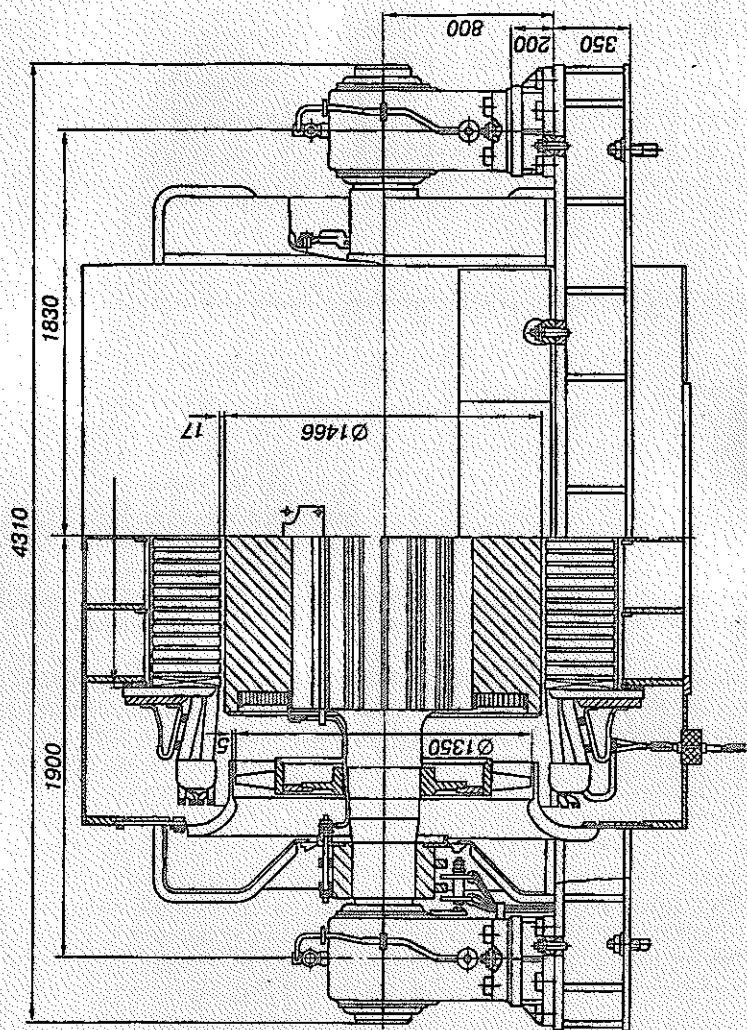


Рис. 3.1. Синхронный компенсатор с воздушным охлаждением 16 МВ · А, 6,3 или 10,5 кВ, 1000 об/мин

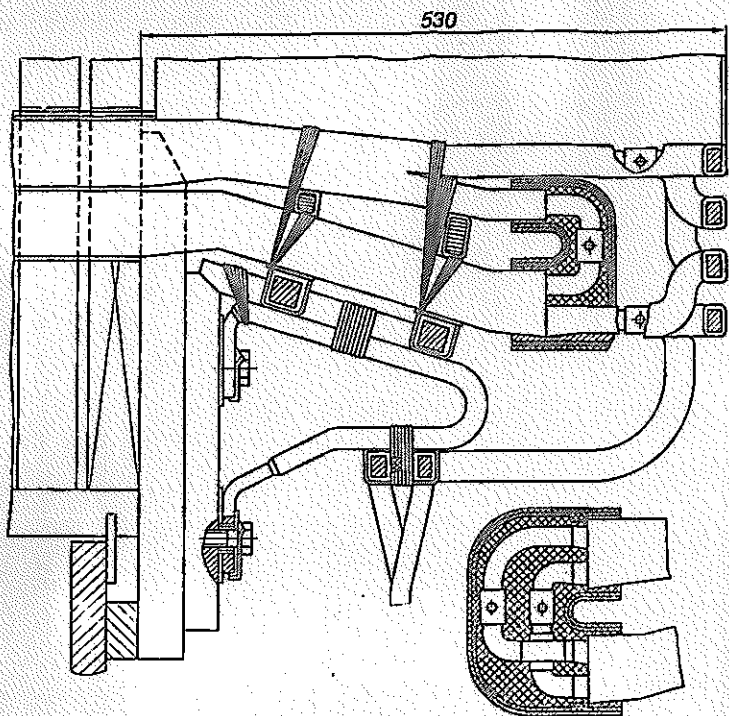


Рис. 3.2. Лобовая часть стержневой петлевой обмотки статора синхронного компенсатора 16 МВ·А, 10,5 кВ, 1000 об/мин с двухвитковыми катушками

Подшипники. В синхронных компенсаторах с воздушным охлаждением применяют отдельно стоящие (стоячковые) подшипники скользящего трения. Подшипники, состоящие из двух частей, имеют стальные разъемные вкладыши. Рабочую поверхность вкладышей заливают баббитом (сплав олова со свинцом) марки Б-83 (83% олова). Длину вкладышей выбирают равной их внутреннему диаметру. Между собой обе части вкладыша скрепляют болтами. Опираются вкладыши на узкое кольцевое ребро корпуса подшипника. Этим достигается их самоустанавливаемость по линии вала. Подшипники снабжают свободно висящими на валу латунными кольцами, нижние части которых купаются в масле. С помощью этих колец подшипники самосмазываются при аварийном отключении агрегата принудительной циркуляцией масла. Масляное уплотнение подшипников выполняют лабиринтным.

Для охлаждения нагретого масла предусмотрены маслоохладители.

Контактные кольца. Для синхронных компенсаторов с воздушным охлаждением кольца выполняют из стали марки Ст5 и насажи-

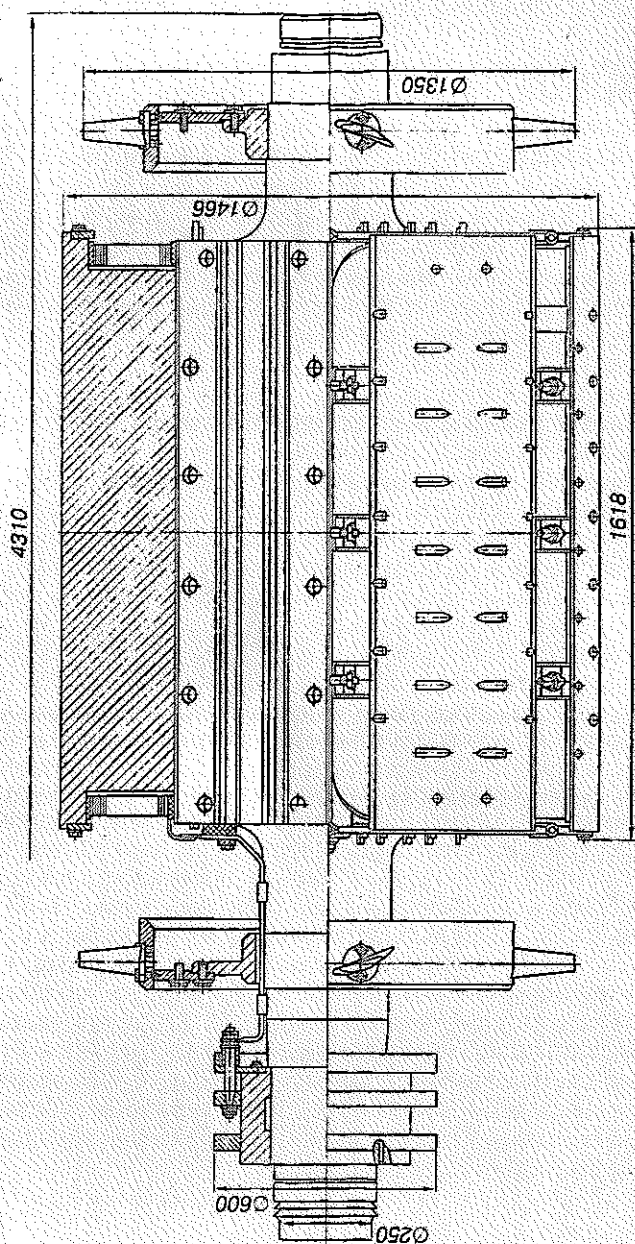


Рис. 3.3. Ротор синхронного компенсатора 16 МВ · А, 1000 об/мин с массивными полюсами

вают на опрессованную миканитом втулку в нагретом до 300°C состоянии. Их устанавливают между остовом ротора и подшипником.

Вентиляция. В синхронных компенсаторах с воздушным охлаждением применяется двусторонняя симметричная радиальная система вентиляции по замкнутому циклу или разомкнутая. При вентиляции по замкнутому циклу не происходит засорения обмоток и вентиляционных каналов, не увлажняется изоляция обмотки, что позволяет реже проводить профилактические осмотры и ремонты, а срок службы синхронного компенсатора увеличивается.

Циркуляция воздуха в машине осуществляется за счет напора, создаваемого вентиляторами и выступающими полюсами ротора. Холодный воздух поступает в машину с двух сторон по торцам снизу (см. рис. 3.1). Подход воздуха к вентиляторам организуют диффузоры воронкообразной формы, выполненные из немагнитного силуминового сплава, что исключает их вибрацию от действия полей рассеяния, создаваемых лобовыми частями обмоток.

Пропеллерными вентиляторами одна часть потока воздуха направляется к центру машины с двух сторон вдоль оси вала между полюсами и в воздушный зазор. Этот поток охлаждает полюсы и затем направляется в радиальные каналы сердечника статора, где отводит тепло, выделяющееся в сердечнике и обмотке статора. Другая часть потока воздуха проходит через лобовые части обмотки и охлаждает их.

Для лучшего охлаждения обмотки возбуждения на набегających и сбегających сторонах полюсных башмаков выполнены наклонные против вращения ротора воздухозаборные отверстия *А* и *Б* диаметром 20...25 мм (рис. 3.4), через которые воздух поступает в вентиляционные каналы между сердечником полюса и катушкой. На-

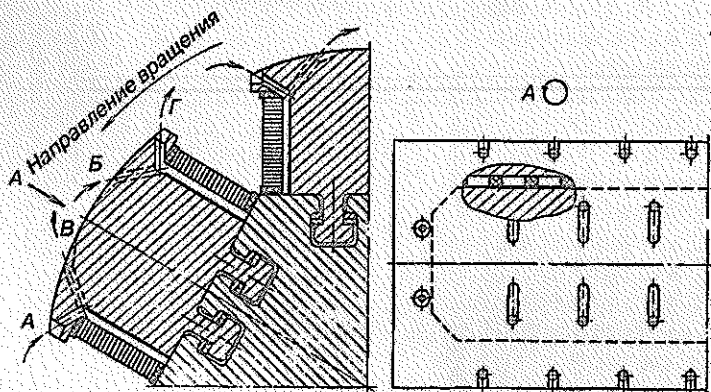


Рис. 3.4. Вентиляция катушек полюсов синхронного компенсатора с воздушным охлаждением

гретый воздух выбрасывается в немагнитный зазор через наклонные по направлению вращения ротора отверстия *В* и *Г*. Заборные отверстия (*А* и *Б*) и выпускные (*В* и *Г*) чередуются через одно отверстие и выполняются с шагом 150...160 мм.

Нагретый воздух из пространства между сердечником статора и обшивкой корпуса направляется через раструб в нижней части корпуса к газоохладителям, расположенным под синхронным компенсатором в подвальном помещении в фундаменте. Конструкция газоохладителей такая же, как и в гидрогенераторах. Охлажденный в газоохладителях воздух поступает в синхронный компенсатор.

Протекая по трубкам газоохладителя, холодная вода нагревается и для ее охлаждения требуются сооружения градирни или брызгательного бассейна, а также насосной станции, что приводит к увеличению капитальных затрат. Поэтому для уменьшения стоимости установки компенсатора допускается изготовление компенсаторов, охлаждаемых воздухом, с разомкнутой схемой вентиляции, если запыленность окружающего воздуха не превышает $0,002 \text{ г/м}^3$.

На рис. 3.5 показана установка внутри здания синхронного компенсатора с разомкнутой схемой вентиляции. Холодный воздух проходит через жалюзи в стене в вентиляционный отсек. Затем он очищается от пыли в установленном в подвале фильтре, охлаждает нагретое в подшипниках масло в маслоохладителях и направляется для вентиляции нагретых частей синхронного компенсатора. Горячий воздух поступает в вентиляционный отсек и затем выбрасывается наружу за пределы здания.

При отрицательной температуре входящего холодного воздуха на нагретых частях синхронного компенсатора может выделяться влага (запотевание). Чтобы избежать этого, в холодный добавля-

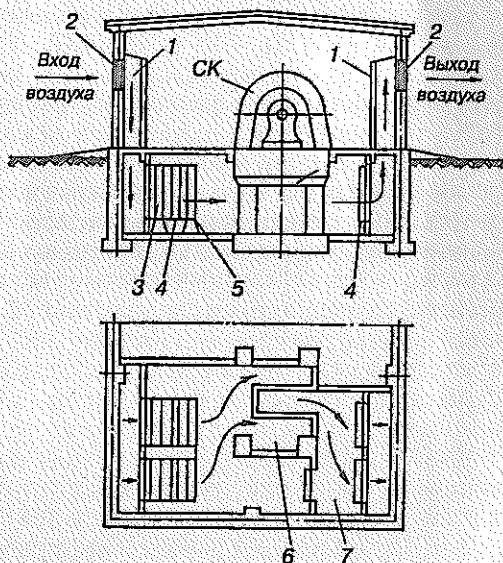


Рис. 3.5. Установка синхронного компенсатора 16 МВ·А с разомкнутой схемой вентиляции:

1 — вентиляционные камеры; 2 — жалюзи в стенах здания; 3 — фильтр; 4 — клапан; 5 — радиатор охлаждения масла; 6 — камера холодного воздуха; 7 — камера нагретого воздуха

ется часть нагретого в компенсаторе воздуха с таким расчетом, чтобы температура входящего воздуха была не ниже $+5^{\circ}\text{C}$. Для этого между отсеками холодного и горячего воздуха устанавливается клапан с жалюзийной регулирующей решеткой, с помощью которой добавляют необходимое количество нагретого воздуха в холодный.

Пожаротушение. В синхронных компенсаторах с воздушным охлаждением при повреждении обмотки и образовании электрической дуги может возникнуть пожар. Для его ликвидации предусмотрена система пожаротушения водой, выполненная в виде двух кольцевых труб, расположенных над лобовыми частями обмотки. Вода к ним подводится под давлением $(2...3) \cdot 10^5$ Па через специальные фланцы, расположенные на боковой стороне корпуса статора. Во избежание ложного включения системы пожаротушения в трубопроводе подачи воды предусматривается видимый разрыв, который можно быстро ликвидировать в случае пожара.

§ 3.3. СИНХРОННЫЕ КОМПЕНСАТОРЫ С ВОДОРОДНЫМ ОХЛАЖДЕНИЕМ

Синхронные компенсаторы с водородным охлаждением строят мощностью 32, 50, 100 и 160 МВ·А для наружной установки. Водород имеет лучшие охлаждающие свойства, чем воздух, и меньшую плотность. Применение водородного охлаждения позволяет увеличить мощность машины при тех же размерах и снизить вентиляционные потери мощности. Так, синхронный компенсатор мощностью 32 МВ·А, 1000 об/мин имеет практически те же размеры и массу, что и синхронный компенсатор мощностью 25 МВ·А, 1000 об/мин с воздушным охлаждением и конструктивно отличается от последнего лишь герметичностью исполнения. Применение синхронных компенсаторов мощностью 32 МВ·А на подстанциях большой мощности нецелесообразно. Как правило, их устанавливают на подстанциях относительно небольшой мощности или на более крупных подстанциях, где синхронные компенсаторы большей мощности не могут быть установлены по условиям транспортирования.

Наибольшее применение на подстанциях средней и большой мощности получили синхронные компенсаторы с водородным охлаждением мощностью 50, 100 и 160 МВ·А с частотой вращения ротора 750 об/мин. Для более эффективного охлаждения нагретых частей избыточное давление водорода принято $(1...2) \cdot 10^5$ Па. На рис. 3.6 показан разрез синхронного компенсатора мощностью 50 МВ·А, 750 об/мин с камерой контактных колец, к которым подводится ток возбуждения от статического тиристорного преобразователя. Корпус компенсатора цельносварной, стояковые подшипники установлены внутри корпуса на специальных жестких подставках,

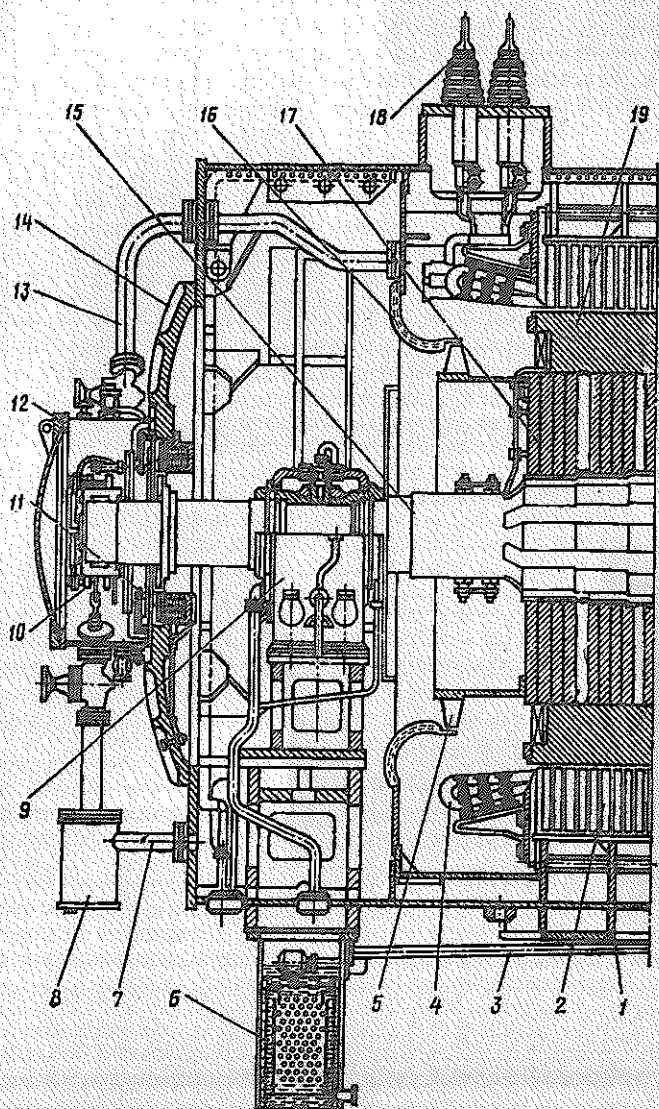
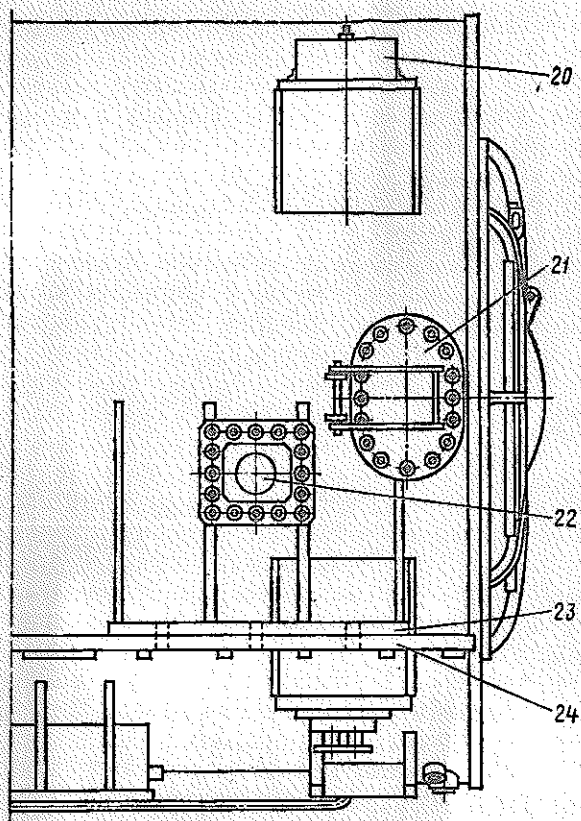


Рис. 3.6. Синхронный компенсатор 50 МВ·А с водородным охлаждением:

1 — подставка корпуса (монтажная); 2 — сердечник статора; 3 — маслопровод; 4 — обмотка статора; 5 — вентилятор; 6 — маслоохладитель; 7 — выпускной трубопровод камеры контактных колец; 8 — фильтр; 9 — подшипник; 10 — контактные кольца; 11 — уплотненные камеры контактных колец; 12 — камера контактных колец; 13 — выпускной трубопровод камеры контактных колец; 14 — торцевой щит; 15 — вал; 16 — диффузор; 17 — осто́в ротора; 18 — изоляторы выводов статора; 19 — полюс ротора;



Продолжение рис. 3.6.

20 — газоохладитель; 21 — лок (лаз); 22 — подъемная шапка; 23 — опорная лапа; 24 — плита фундамента

с торцов корпус закрыт шитами. Все разъемные соединения корпуса уплотняют резиновыми прокладками, обеспечивающими их газонепроницаемость.

На торцевом шите со стороны выводов статора установлена камера (кожух) контактных колец с уплотняющим устройством, обеспечивающим в остановленной машине герметичное отделение камеры контактных колец от корпуса компенсатора при выпуске из него водорода во время осмотра щеток. Уплотняющее устройство работает от электромагнита при подаче на него напряжения постоянного тока или за счет энергии сжатого газа, находящегося в корпусе компенсатора. Чтобы охлаждать узлы контактных колец, предусмотрены два трубопровода, соединяющих камеру с зонами по-

выпущенного и пониженного давления в корпусе синхронного компенсатора. На трубопроводах устроены вентили для их перекрытия при выпуске водорода из камеры контактных колец во время осмотра щеток. Чтобы угольная пыль, появляющаяся в процессе износа щеток, не попадала из камеры контактных колец в корпус статора и не загрязняла машину на трубопроводе, соединяющем камеру с зоной низкого давления, ставят фильтр, через который проходит и очищается от пыли водород.

В верхней части корпуса на немагнитной плите крепят проходные изоляторы трех выводов обмотки статора. На боковых стенках корпуса расположены съемные цапфы для подъема статора при такелажных работах и герметически закрытые люки, обеспечивающие доступ внутрь корпуса при осмотрах синхронного компенсатора. Внизу на боковой части корпуса приварены усиленные ребрами жесткости лапы, которыми статор опирается на фундамент.

К нижней части корпуса приварены подставки, служащие для опоры статора только во время его перевозки и при монтаже. В нижней части корпуса расположены маслоохладитель системы смазки подшипников и фланцы присоединения внешних трубопроводов. Внешние трубопроводы монтируются в подвальном помещении, расположенном под компенсатором в фундаменте. Подвальное помещение отапливается. В корпусе статора встроены четыре вертикально расположенных газоохладителя, принцип работы которых и устройство такие же, как и в гидрогенераторах.

На рис. 3.7 показан синхронный компенсатор мощностью 50 МВ·А, 750 об/мин с бесщеточным возбуждением, которое упростило эксплуатацию и повысило надежность синхронных компенсаторов, так как отсутствие щеточного контакта исключает угольную пыль, осаждающуюся на обмотке. В таком синхронном компенсаторе вместо камеры контактных колец установлен возбудитель положительного возбуждения (слева на рис. 3.7), а на противоположной стороне встроена возбудитель отрицательного возбуждения (справа на рис. 3.7), питающий дополнительную обмотку полюсов.

Синхронные компенсаторы мощностью 100 и 160 МВ·А, 750 об/мин с бесщеточным возбуждением показаны на рис. 3.8 и 3.9. Для уменьшения длины корпуса машины и увеличения виброустойчивости стояковые подшипники заменены подшипниками, встроенными в неразъемные торцевые плиты сварной конструкции.

Возбудители положительного и отрицательного возбуждения в синхронных компенсаторах с бесщеточным возбуждением расположены на одном валу с ротором по обеим его сторонам.

На торцевых фланцах корпуса выполнены герметически закрывающиеся пазы, используемые для проведения работ при монтаже,

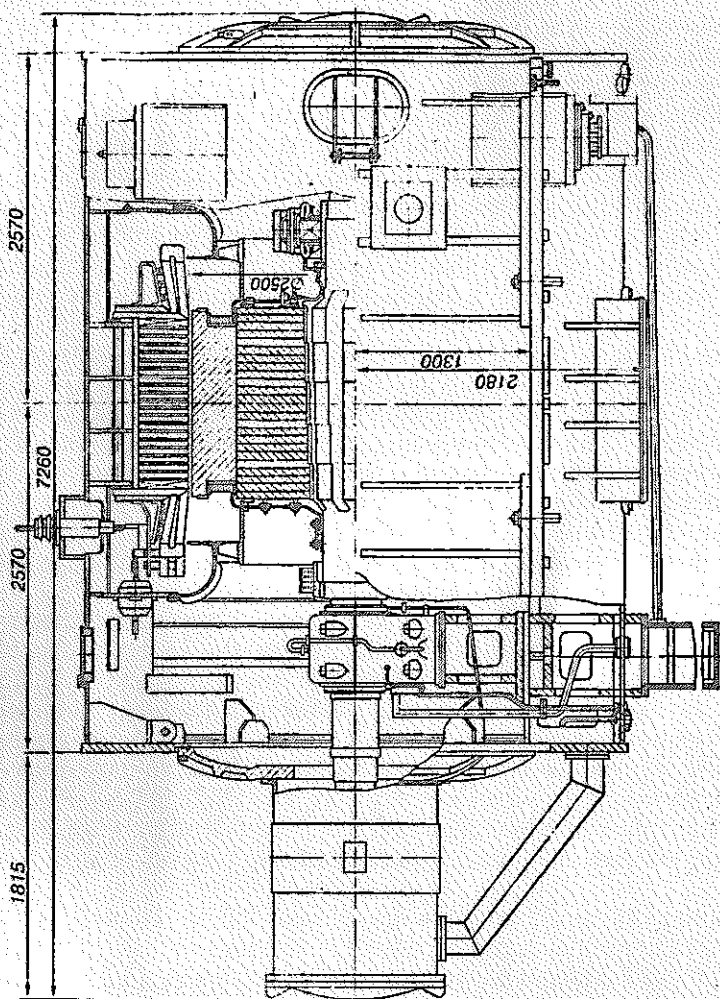


Рис. 3.7. Синхронный компенсатор с водородным охлаждением 50 МВ·А, 750 об/мин с резервным бесщеточным возбуждением

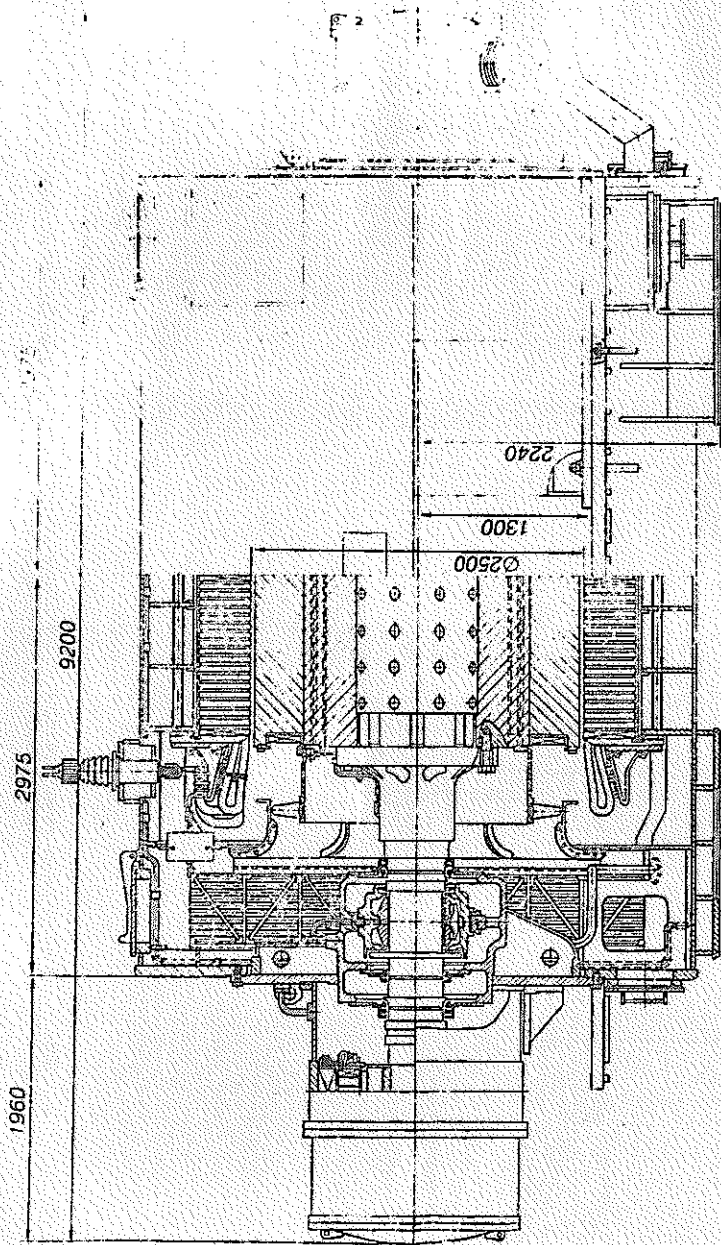


Рис. 3.8. Синхронный компенсатор с водородным охлаждением 100 МВ·А, 750 об/мин с резервным бесщеточным возбуждением

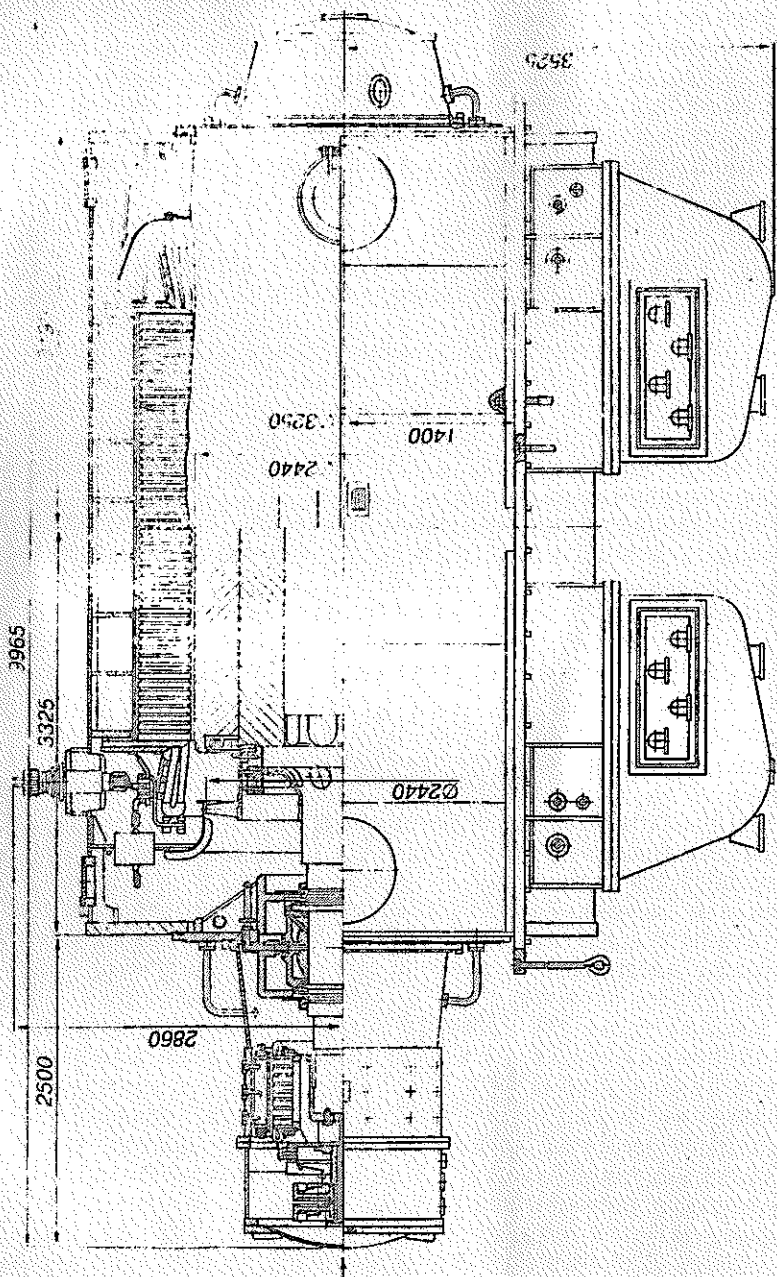


Рис. 3.9. Синхронный компенсатор с водородным охлаждением 160 МВ·А, 750 об/мин с резервным бесщеточным возбуждением

ревизиях и ремонтах синхронных компенсаторов, а в зоне расположения подшипников предусмотрены монтажные люки. В синхронном компенсаторе 100 МВ·А применяются четыре вертикально расположенных газоохладителя. Для уменьшения габаритов корпуса в синхронном компенсаторе 160 МВ·А, имеющем большие размеры, предусмотрены два двухсекционных газоохладителя, расположенных горизонтально под корпусом перпендикулярно осевой линии вала.

§ 3.4. КОНСТРУКТИВНЫЕ ОСОБЕННОСТИ СИХРОННЫХ КОМПЕНСАТОРОВ С ВОДОРОДНЫМ ОХЛАЖДЕНИЕМ

Статор. Корпус статора представляет собой сварную неразъемную конструкцию из спокойной маргеновской стали марки СТЗСП. В случае попадания воздуха внутрь корпуса, заполненного водородом, и образования водородно-воздушной смеси (от 26 до 96% воздуха) существует опасность взрыва и в корпусе могут возникнуть большие усилия, которые корпус должен выдерживать. Допускаемые напряжения при испытательном давлении с учетом коэффициента динамичности нагрузки при взрыве водородно-воздушной смеси не должны превышать $700 \cdot 10^5$ Па.

Корпус проходит испытания на газоплотность сварных швов воздухом при давлении, равном принятому номинальному избыточному давлению водорода, но не менее $1 \cdot 10^5$ Па, в течение 8 ч. Кроме того, корпус подвергается гидравлическим испытаниям водой в течение 30 мин под давлением $8 \cdot 10^5$ Па для компенсаторов с номинальным избыточным давлением водорода $(1...2) \cdot 10^5$ Па.

В корпусе на специальных клиньях жестко закреплён шихтованный сердечник статора из штампованных сегментов холоднокатаной электротехнической стали толщиной 0,5 мм, покрытых тонкой изоляционной пленкой.

Сегменты сердечника при штамповке ориентируют таким образом, чтобы ось его центрального зубца совпадала с направлением проката листа. При шихтовке сердечника сегменты каждого последующего слоя сдвинуты на половину своей ширины (шихтовка вполнахлеста). По длине сердечник разделен радиальными вентиляционными каналами на пакеты. Аксиальная длина канала равна 10 мм, пакета — 50...60 мм. Для более равномерного охлаждения пакеты сердечника, расположенные в средней его части, делают меньшей длины. Вентиляционные каналы, как и в сердечниках гидрогенераторов, образуются вентиляционными распорками нормализованного профиля двутаврового сечения, которые приваривают точечной сваркой к крайнему сегменту пакета сердечника. В процессе сборки сердечник опрессовывают и окончательно стягивают шпильками при помощи нажимных гребенок.

Чтобы уменьшить добавочные потери от торцевого поля, нажимные гребенки в мощных синхронных компенсаторах выполняют из немагнитной стали.

В синхронных компенсаторах с водородным охлаждением применяют двуслойные стержневые волновые или петлевые обмотки. Несмотря на простые схемы соединения волновых обмоток (из-за отсутствия соединений между группами катушек), они уступают петлевым по длине лобовых частей. Для сокращения длины лобовых частей и уменьшения их нагрева применяют и петлевые обмотки. Изоляция стержней обмоток — непрерывная терморезистивная класса нагревостойкости В.

Остов ротора. Синхронные компенсаторы с частотой вращения 1000 об/мин имеют кованный заодно с валом остов. Так выполнен, например, остов ротора синхронного компенсатора 32 МВ·А. Центральную часть остова делают шестигранной для установки шести полюсов. На каждой грани фрезеруют по два аксиальных паза, в которые входят хвосты полюсов и крепятся в них тангенциальными клиньями. Вал имеет центральное отверстие для токоподвода к обмотке возбуждения.

В синхронном компенсаторе мощностью 50 МВ·А, 750 об/мин остовы выполняют из отдельных пакетов. Пакеты состоят из стальных листов марки Ст4 толщиной 50...60 мм. Стальные листы скреплены между собой электросваркой через круглые отверстия в соседних листах. Между пакетами установлены дистанционные распорки, образующие вентиляционные каналы шириной 50 мм. Для подвода к ним охлаждающего газа в средней части вала, на которую насажены пакеты, профрезерованы аксиальные каналы.

Пакеты остова ротора насаживают на вал горячей посадкой. Для облегчения условий посадки каждый пакет имеет свой посадочный диаметр. Пакеты, которые насаживают на вал первыми, имеют большие внутренние посадочные диаметры, а пакеты, насаживаемые последними, — меньшие. Наружная поверхность остова многогранной формы с числом граней, равным числу полюсов ротора. На каждой грани имеются пазы для крепления полюсов.

В синхронных компенсаторах 100 и 160 МВ·А, имеющих большие размеры, остов ротора для большей жесткости и надежности выполнен из полый стальной поковки. С торцами остова соединяют горячей посадкой и фланцами с помощью болтов из высокопрочной стали концы валов относительно небольшой длины, как показано на рис. 3.10. Внутренний диаметр остова определяется толщиной его сечения, которую выбирают из условия допущения в ней магнитной индукции не более 1,5...1,6 Т и механических напряжений от тангенциальных сил не более $2000 \cdot 10^5$ Па. В рассматриваемых восьмиполюсных машинах внутренний диаметр находится в пределах 0,9...0,95 м.

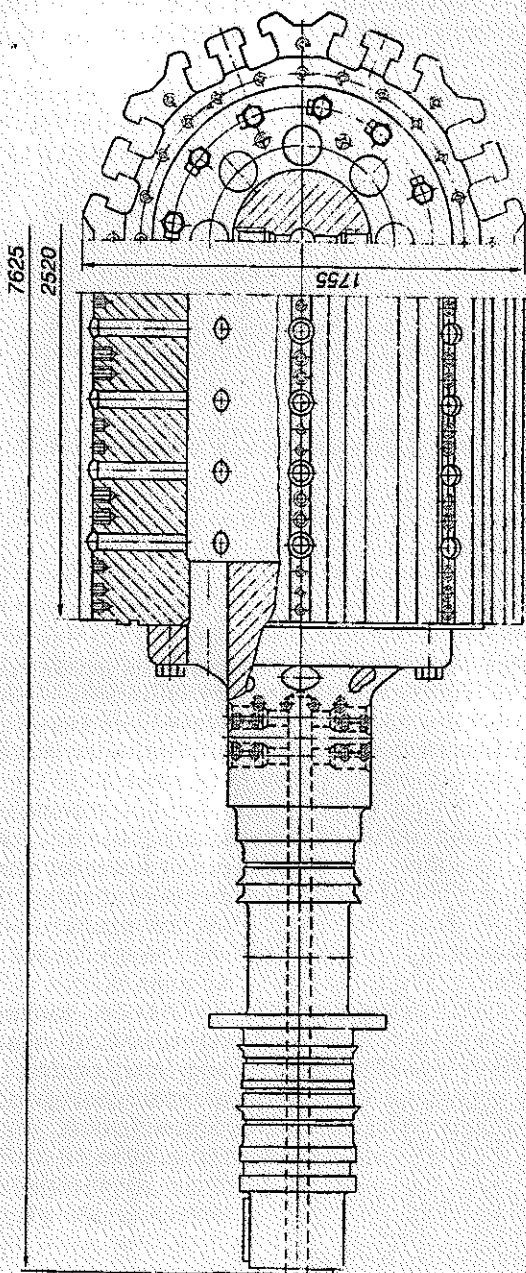


Рис. 3.10. Остов ротора синхронного компенсатора с водородным охлаждением мощностью 100 МВ·А, 750 об/мин

Во фланцах присоединяемых валов предусмотрены круглые отверстия диаметром 160 мм для входа охлаждающего газа внутрь остова, откуда он через отверстия в остоле направляется для охлаждения катушек полюсов.

Полюсы ротора. В синхронных компенсаторах с водородным охлаждением применяют массивные цельнокованные из стали марки 40 или 45 сердечники полюсов как более простые в изготовлении и более надежные в эксплуатации, чем шихтованные.

По сравнению с шихтованными в цельнокованных полюсах можно допускать увеличение механической нагрузки на хвосты в среднем на 30%, что связано с тем, что в сплошном массивном полюсе нагрузка на хвосты распределяется более равномерно по всей длине полюса. Увеличение механических напряжений в массивных полюсах позволяет снизить их массу и уменьшить центробежные силы от полюсов, действующие на остов ротора. Это дает возможность изготавливать синхронные компенсаторы с массивными полюсами на более высокую окружную скорость.

Роль демпферной обмотки по продольной оси в компенсаторах с массивными полюсами выполняет массивный полюсный наконечник. Для получения замкнутой (полной) демпферной обмотки полюсные наконечники по торцам соединяют между собой с помощью медных сегментов и гибких накладок, имеющих демпферы для компенсации тепловой деформации (рис. 3.11). Чтобы улучшить электрический контакт, торцевые поверхности полюсных наконечников, к которым болтами прикрепляют сегменты, а также и контактные поверхности накладок покрывают серебром. Крепление к остову ротора концов сегментов и накладок осуществляется по-

средством тяг, пропущенных через демпферы сегментных накладок. Для обеспечения компенсации тепловой деформации демпферной обмотки предусмотрено шарнирное крепление тяг к остову ротора.

В синхронных компенсаторах с массивными полюсами увеличиваются пульсационные потери в полюсных наконечниках от зубцовых гармонических магнитного поля. Чтобы снизить пульсационные потери, зазор между полюсом и сердечником статора желательно выбирать не менее ширины паза

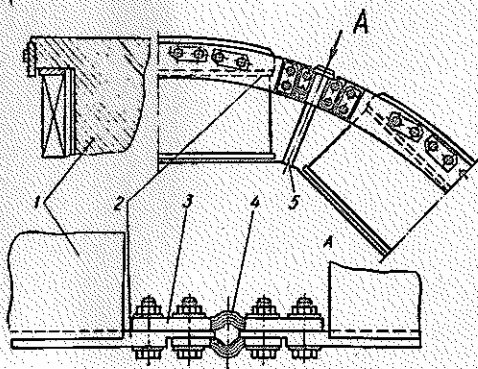


Рис. 3.11. Электрическое соединение массивных полюсов по торцам:

1 — сердечник полюса; 2 — сегменты; 3 — накладки; 4 — демпферы накладок; 5 — тяга крепления накладок к остову ротора

статора, а на поверхности полюсных наконечников выполнять специальные рифления в виде кольцевых канавок, благодаря которым увеличивается также поверхность охлаждения полюса.

На рис. 3.12 показан полюс ротора с массивным сердечником и катушками обмоток положительного и отрицательного возбуждения.

Нагрев полюса, как правило, ограничивается допустимой температурой катушки обмотки возбуждения. Чтобы улучшить охлаждение катушки, применяют двустороннюю ее вентиляцию. Газ охлаждает не только наружную поверхность катушки, но и внутреннюю. Для этого между внутренней поверхностью катушки и сердечником полюса устанавливают дистанционные уплотняющие

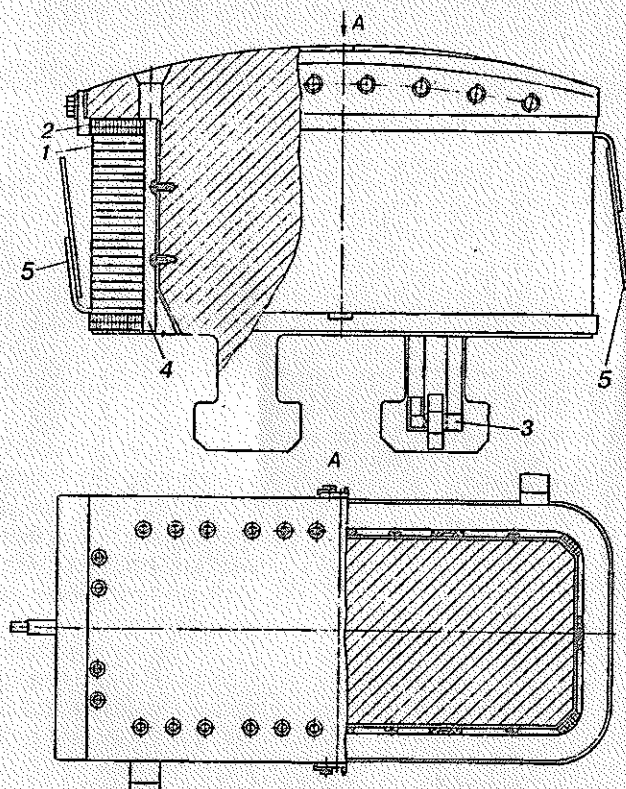


Рис. 3.12. Полюс ротора с массивным сердечником и катушками обмоток положительного и отрицательного возбуждения:

1 — катушка положительного возбуждения; 2 — катушка отрицательного возбуждения; 3 — соединение выводов верхней и нижней катушек отрицательного возбуждения; 4 — вентиляционный канал между катушкой и сердечником полюса; 5 — выводы катушек положительного возбуждения

распорки таким образом, чтобы оставались достаточные вентиляционные каналы для прохода охлаждающего газа (рис. 3.12). Холодный газ в пространство между сердечником полюса и катушкой подается по радиальным каналам остова ротора. В массивном полюсном наконечнике просверливают сквозные отверстия, через которые нагретый газ, охладив катушку с внутренней стороны, выбрасывается в зазор между ротором и статором. С наружной стороны катушка охлаждается по обычной схеме.

Тангенциальные составляющие центробежных сил витков полюсных катушек воспринимаются межполюсными распорками. Распорки изготовляют из прочного термически обработанного кованого алюминиевого или медного сплава. Крепление цельных распорок к остову ротора может быть болтами (рис. 3.13, а) или же, если она состоит из двух частей, разжимными шпильками 1 сверху и встречными клиньями 2 внизу (рис. 3.13, б). В последнем случае распорки опираются на наконечники полюсов. От витков катушки распорку изолируют прокладками из теплостойкого изоляционного материала (например, стеклотекстолита марки СТЭФ).

Вентиляторы в синхронных компенсаторах, как правило, пропеллерного типа, насаживаемые с обеих сторон ротора. В компенсаторах большой мощности вентилятор представляет собой стальную сварную цилиндрическую конструкцию, прикрепленную к обо-
ду ротора, с профильными лопатками из алюминиевого сплава.

Внешний диаметр вентилятора принимается равным 0,8...0,85 от внутреннего диаметра сердечника статора. Высота лопаток находится в пределах 260...220 мм. Число лопаток принимается кратным числу полюсов. У синхронных компенсаторов мощностью 100 и 160 МВ·А на каждом вентиляторе имеется 24 лопатки. Принципиаль-

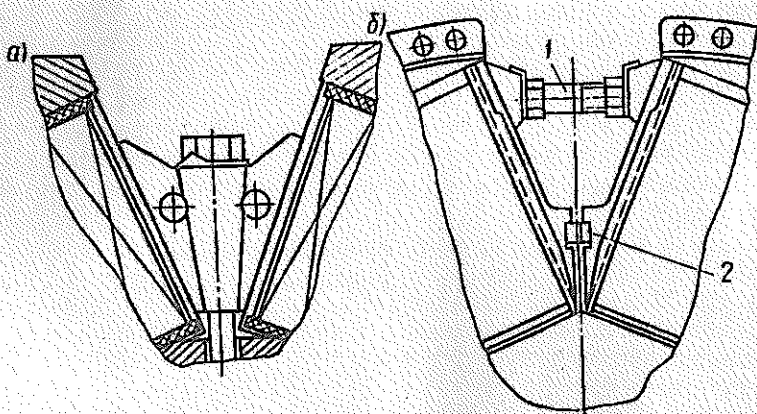


Рис. 3.13. Межполюсные распорки в синхронных компенсаторах

ная схема вентиляции синхронного компенсатора с водородным охлаждением и вертикально расположенными охладителями представлена на рис. 3.14.

Подшипники. В синхронных компенсаторах с водородным охлаждением мощностью 32 и 50 МВ·А применяют стояковые подшипники, как и в компенсаторах с воздушным охлаждением. Под основание стойка подложена изоляционная прокладка для изоляции от подшипниковых токов. Все крепежные болты и маслопроводы подшипника также изолируют от заземленных частей.

В синхронных компенсаторах 100 и 160 МВ·А применяют сегментные подшипники (рис. 3.15, а, б), допускающие значительно большие давления. Подшипники встроены в торцевые щиты корпуса. В щите предусмотрены два герметически закрывающихся люка для сборки и осмотра подшипника. В центре щита расположена сделанная из стального литья масляная ванна, к которой приварены радиальные ребра жесткости. В масляной ванне неподвижно на изолированных от подшипниковых токов опорных колодках крепят разъемный стальной цилиндрический вкладыш, внутри которого размещены сегменты подшипника (рис. 3.15, а, б).

Рабочую поверхность сегментов заливают баббитом. В нижней половине вкладыша размещают четыре опорных сегмента. Вдоль оси вала опорные нижние сегменты устанавливают попарно на стальных балансирах, обеспечивающих равномерное распределение нагрузки между ними. На стальной балансир сегмент опирается с помощью специального упора с шаровой поверхностью, благодаря чему достигается его самоустанавливаемость по отношению к шейке вала. В верхней половине вкладыша размещают неподвижно два сегмента с зазором между их рабочими поверхностями и шейкой вала 0,7...1 мм. Все сегменты имеют упоры, исключаяющие их перемещение по направлению вращения вала.

В случае несовпадения магнитных осей статора и ротора, нарушения во время монтажа горизонтальности линии вала при переходных процессах и других подобных условиях возникают осевые усилия, стремящиеся сдвинуть ротор в осевом направлении. Для восприятия этих усилий на торцевой поверхности вкладыша имеется баббитовый пояс, в который упирается выступающий диск вала компенсатора.

Смазка подшипников принудительная циркуляционная от ротационного насоса, приводимого в движение асинхронным электродвигателем. В случае отказа насосного агрегата в схеме предусмотрен автоматически включающийся резервный агрегат с двигателем постоянного тока от аккумуляторных батарей. Масло от насосного агрегата подается в подшипники сверху, протекает между рабочими поверхностями сегментов и шейкой вала, смазывает и охлаждает их. Нагретое масло стекает в масляные ванны подшипников, откуда по трубопроводу поступает в трубчатый маслоохладитель и охлаж-

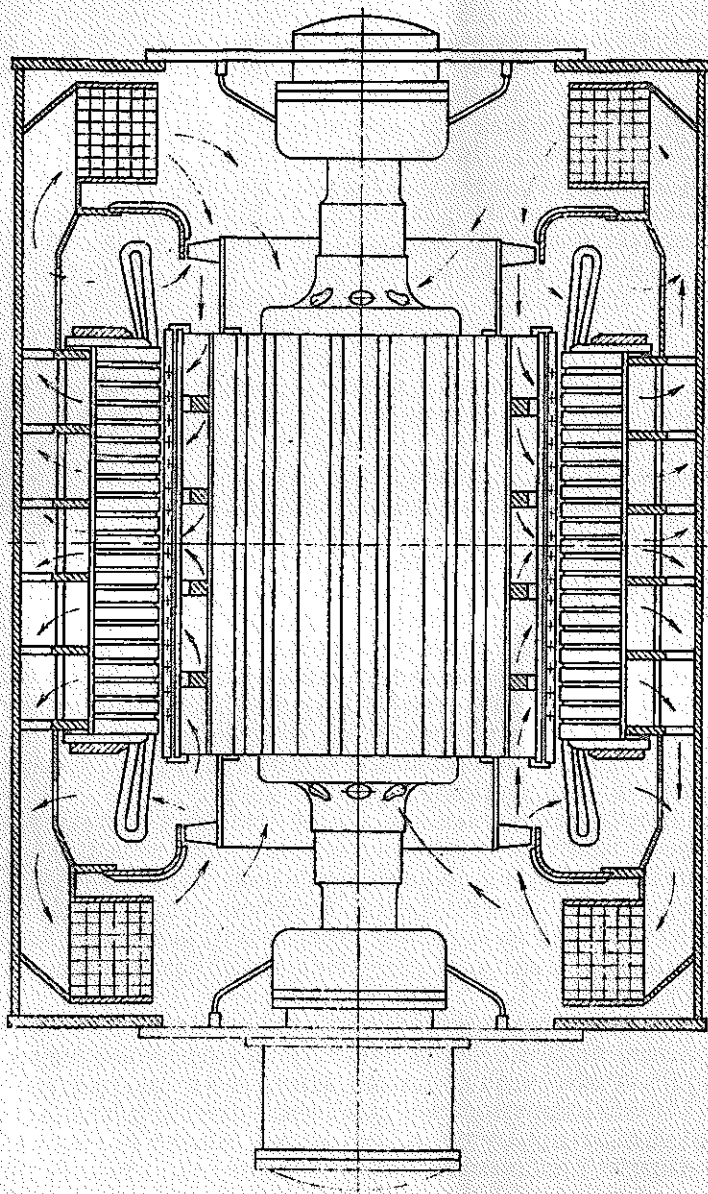


Рис. 3.14. Принципиальная схема вентиляции синхронного компенсатора с водородным охлаждением и вертикальными расположенными газоохладителями

денное направляется в подшипники. В схеме предусмотрены фильтры для очистки масла, аппаратура автоматики, манометры и другие необходимые приборы и устройства.

Контактные кольца. В синхронных компенсаторах с водородным охлаждением контактные кольца находятся в герметичной камере, заполненной водородом. Кольца насаживают на опрессованную миканитом втулку в нагретом состоянии. Выбор материала контактных колец и электрических щеток диктуется прежде всего обеспечением нормальной безыскровой работы скользящего контакта в среде водорода, высокой сопротивляемостью механическому истиранию контактных колец и малым износом электрических щеток. Ухудшение условий работы скользящего контакта в среде водорода, обедненной кислородом и влагой, объясняется трудностью образования на поверхности скольжения защитного слоя (политур).

Для синхронных компенсаторов мощностью 50 МВ·А контактные кольца делают из бронзы, а для компенсаторов мощностью 100...160 МВ·А — из специального сплава меди с магнием.

Чтобы улучшить условия работы скользящего контакта, а также увеличить поверхность охлаждения колец, на их наружной контактной поверхности выполняют двухходовые спиральные каналы.

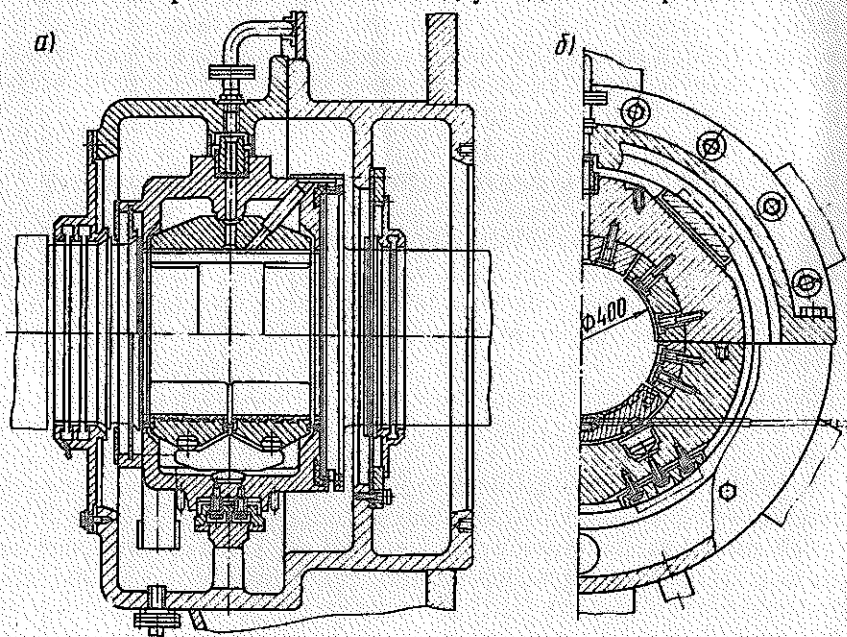


Рис. 3.15. Продольное (а) и поперечное (б) сечения сегментного подшипника компенсатора

ки шириной 5 мм и глубиной 8...10 мм с шагом между канавками 12 мм. Для улучшения вентиляции колец в них просверливают отверстия.

У синхронных компенсаторов с бесщеточным возбуждением вместо контактных колец в камере на конце вала размещают обратный синхронный генератор (с якорем на валу) с блоком выпрямителей.

Токоподвод. От контактных колец или от блока выпрямителей бесщеточного возбудителя через центральное отверстие вала идет токоподвод к обмотке возбуждения. Он выполняется из двух медных изолированных шин. Между шинами устанавливается дополнительная изоляционная прокладка. Поверх шин устанавливаются специальные изоляционные накладки для получения круглой формы. Шины скрепляются между собой банджом поверх накладок через каждые 200...250 мм, после чего их плотно вставляют в изоляционный цилиндр, который помещают в центральное отверстие вала диаметром 90 мм.

С одной стороны шины присоединяют к шпилькам контактных колец или выпрямительного блока при бесщеточном возбуждении, а с другой стороны в конические отверстия, заранее предусмотренные на концах шин, ввинчиваются по две контактные медные шпильки в каждую шину, к которым присоединяют выводы от обмотки возбуждения. Шпильки надежно изолируют и уплотняют в радиальных отверстиях вала резиновыми пайбами, чтобы токовое соединение было газонепроницаемым.

§ 3.5. СИНХРОННЫЕ КОМПЕНСАТОРЫ С ОХЛАЖДЕНИЕМ ВОДОЙ

Синхронные компенсаторы с водородным охлаждением при повышении избыточного давления водорода в корпусе до $3 \cdot 10^5$ Па и усовершенствовании системы вентиляции могут быть построены предельной мощностью около 250 МВ·А. При этом габариты корпуса будут предельными по условиям железнодорожных перевозок. Дальнейшее увеличение мощности синхронного компенсатора возможно с применением более эффективного охлаждения водой.

В 1970 г. шведской фирмой ASEA был построен синхронный компенсатор с водяным охлаждением мощностью 345 МВ·А с частотой вращения 900 об/мин (частота ЭДС 60 Гц) для установки на станции Дюмонт американской энергетической системы 765 кВ. При пересчете на частоту ЭДС 50 Гц и частоту вращения 750 об/мин размеры синхронного компенсатора будут соответствовать мощности примерно 290 МВ·А. Технические данные синхронного компенсатора мощностью 345 МВ·А следующие:

Номинальная мощность, МВ·А:	
при опережающем токе	345
при отстающем токе (с отрицательным током возбуждения)	290
Мощность при отсутствии возбуждения, МВ·А	165
Максимальная перегрузочная мощность, МВ·А, при опережающем токе в течение 60 с	450
Частота вращения, об/мин:	
номинальная при 60 Гц	900
угольная	990
Напряжение, кВ	18
Напряжение возбуждения, В	310
Ток возбуждения, А	3800
Индуктивные сопротивления, %:	
$x_d=202$; $x_q=119$;	
$x'_d=39$; $x'_q=24$	
Индуктивное сопротивление при пуске (ненасыщенное значение), %	33
Потери мощности, кВт:	
на трение и вентиляцию	246
в стали	372
в обмотке статора и добавочные	1395
в обмотке ротора и щеточном контакте	1054
в возбuditеле	129
полные	3196
Внутренний диаметр статора, м	2,5
Длина сердечника статора, м	4
Масса, т:	
всей машины	335
статора	164
ротора	126
кожуха (оболочки)	11
Класс изоляции обмоток статора и ротора	F

Ротор компенсатора вращается в среде воздуха. Чтобы уменьшить потери на трение ротора о воздух, он по форме приближен к гладкому цилиндру. Для защиты от атмосферных воздействий синхронный компенсатор закрыт кожухом. Ниже приводятся его конструктивные особенности.

Зубцы сердечника статора выполнены со скосом на одно пазовое деление. Перед сборкой сердечника листы стали покрывают специальным связывающим веществом, которое затвердевает под давлением при температуре 110°C в течение суток. Сердечник разделен на пакеты, между которыми в зоне спинки размещены кольцевые элементы, состоящие из ряда алюминиевых секций, в которые, в свою очередь, заложены трубки охлаждения из нержавеющей стали. Охлаждающие элементы предусмотрены также под кольцевым магнитным экраном в торце сердечника.

По четыре зубца в торце статора опрессовываются одним нажимным элементом с двумя нажимными пальцами на каждый зубец. По периметру нажимных пальцев выфрезерованы канавки, в которые заложены трубки для водяного охлаждения.

Обмотка статора двухслойная. Для упрощения схемы «по воде» обмотка выбрана волновая. Стержни обмотки состоят из групп

элементарных транспонированных проводников. В каждой группе четыре сплошных проводника и один полый. Дистиллированную воду подводят к стержням и отводят от них с противоположных торцевых сторон сердечника. Стержни прижаты к дну паза двойными встречными клиньями. Между стержнями заложена эластичная прокладка, сжимаемая при расклиновке. Изоляция стержней типа «микапакт» (микалента, пропитанная эпоксидной смолой).

Остов ротора синхронного компенсатора 345 МВ·А выполнен массивным полым кованным. Заодно с остовом ротора откованы сердечники полюсов без полюсных наконечников. К торцам остова ротора фланцевым соединением с помощью болтов прикреплены приставные валы. Наконечники полюсов выполнены шихтованными, спрессованными нажимными плитами с пальцами. Их крепление к сердечнику полюса осуществлено по типу «ласточкин хвост». Через каждый наконечник проходит девять полых стержней демпферной (пусковой) обмотки. Внутри каждого стержня вставлена трубка из нержавеющей стали, по которой проходит охлаждающая вода. Стержни демпферной обмотки по торцам припаивают к короткозамыкающему кольцу.

На каждом полюсе размещены по две катушки обмотки возбуждения, охватывающих одна другую. Лобовые части катушек удерживаются от изгиба под действием центробежных сил надетым на них бандажным кольцом из нержавеющей стали. В межполюсном пространстве катушки удерживают Т-образные элементы, набранные из пластин нержавеющей стали толщиной 2 мм. Крепление Т-образных элементов к остову ротора типа «ласточкин хвост».

В проводниках катушек обмотки возбуждения размещены трубки из нержавеющей стали, по которым циркулирует охлаждающая вода. Схема охлаждения обмоток ротора показана на рис. 3.16. На конце вала синхронного компенсатора расположена водяная камера. В центре камеры находится впускное отверстие, через которое воду подводят к ротору. Через аксиальную трубу охлаждающая вода подается в четыре радиальные трубки, проходящие в месте соединения приставного вала с остовом ротора, через которые она попадет к внутреннему кольцевому коллектору. От внутреннего коллектора через изоляционные трубки из тефлона воду подводят к трубкам из нержавеющей стали, расположенным в проводниках катушек ротора. Каждая трубка проходит через 2,5 витка катушки и выходит на противоположную сторону ротора. Охладив катушки обмотки возбуждения, подогретая вода поступает в наружный кольцевой коллектор, от которого питаются трубки внутреннего охлаждения стержней демпферной обмотки. Из трубок стержней нагретая вода попадает в наружный кольцевой коллектор и через четыре

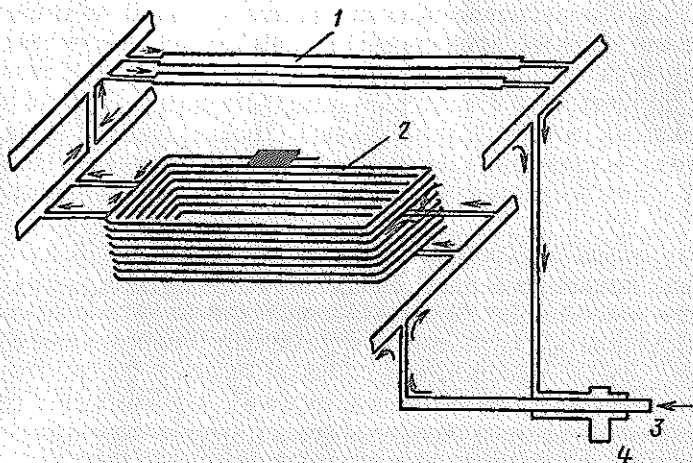


Рис. 3.16. Схема водяного охлаждения ротора синхронного компенсатора 345 МВ А:
1 — демпферные стержни; 2 — катушки полюсов; 3 — вход воды; 4 — выход воды

радиальные трубы возвращается к выпускному отверстию водяной камеры.

Принципиальная схема полного водяного охлаждения синхронного компенсатора 345 МВ А представлена на рис. 3.17. Система двухконтурная. В первом замкнутом контуре циркулирует очищенная дистиллированная вода. Она охлаждает машину и поступает в теплообменник, где отдает тепло неочищенной технической воде вторичного контура. Техническая вода вторичного контура охлаждается в градирне открытого типа.

Нагретая вода первичного контура выходит из трех параллельных контуров: обмотки статора, сердечника статора и обмоток ротора. Небольшая часть воды поступает в резервуар, где из нее удаляются кислород и водород путем нагнетания в воду газообразного азота. Небольшое количество кислорода и водорода образуется при электролизе воды в роторных цепях. Основной поток воды проходит через теплообменник и фильтры. Около 3% потока воды поступает в фильтр-деионизатор, где происходит поглощение ионов, что обеспечивает требуемое удельное сопротивление воды. Для получения избыточного давления 0,05 МПа в первичном контуре в системе имеется напорный резервуар.

На различных участках системы охлаждения предусмотрен контроль расхода и утечки воды, давления в системе и температуры. При критических параметрах срабатывает аварийная сигнализация оповещения или подаются сигналы на отключения. Так, при снижении расхода воды на любом участке на 10% (по сравнению

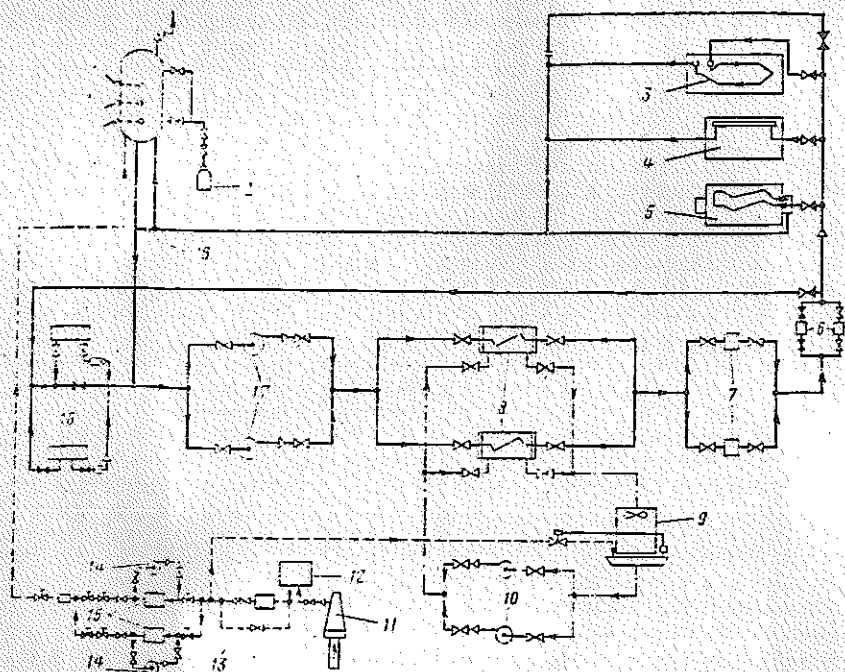


Рис. 3.17. Схема полного водяного охлаждения синхронного компенсатора 345 МВ·А:

1 — сигнализаторы уровней жидкости в баке; 2 — баллон; 3 — обмотка статора; 4 — сердечник статора; 5 — обмотка ротора; 6, 7 — фильтры; 8 — теплообменники; 9 — градирня; 10 — насосы вторичного контура; 11 — насос подкачки воды; 12 — бак давления; 13 — умягчитель воды; 14 — рециркуляционные насосы; 15, 16 — деионизаторы; 17 — насосы первичного контура; 18 — перепускное отверстие

с номинальным) срабатывает оповещающая сигнализация, а при снижении расхода на 25% машина автоматически отключается от сети.

§ 3.6. ВОЗБУЖДЕНИЕ СИНХРОННЫХ КОМПЕНСАТОРОВ

В синхронных компенсаторах применяют полупроводниковые системы возбуждения: тиристорную или бесщеточную.

Тиристорное возбуждение. Принципиальная схема тиристорного возбуждения в однолинейном исполнении представлена на рис. 3.18. Тиристорный преобразователь и все аппараты сеточного управления размещены в шкафах.

Выпрямительный трансформатор *ВТ* подключается к шинам синхронного компенсатора. Тиристоры соединены по трехфазной

изоляции обмоток от угольной пыли требуются частые ревизии компенсаторов, а это связано с их остановкой и усложнением условий эксплуатации. Этого недостатка удастся избежать применением бесщеточного неререверсивного или ререверсивного возбуждения.

При ререверсивном возбуждении ток в обмотке возбуждения не меняет знака и регулируется в пределах от нуля до номинального. При этом происходит регулирование реактивной мощности в емкостном режиме от холостого хода, когда реактивная мощность равна нулю, до номинальной и в индуктивном режиме от холостого хода до половины (или даже меньше) номинальной мощности.

Ререверсивное возбуждение позволяет изменять направление тока в обмотке возбуждения на обратное, т. е. возбуждение может быть положительным или отрицательным. Это дает возможность при наличии быстродействующих регуляторов автоматически регулировать реактивную мощность как в емкостном режиме до номинальной мощности, так и в индуктивном режиме до 80% от номинальной (паспортной) мощности.

В большинстве случаев по режимам работы энергосистем целесообразно применять синхронные компенсаторы, выполненные с ререверсивной системой возбуждения, которая предусматривает наличие двух возбудителей: положительного и отрицательного возбуждения, как показано на рис. 3.7...3.9.

На сердечниках полюсов размещаются основная обмотка положительного возбуждения и дополнительная обмотка отрицательного возбуждения, представляющая собой плоские многовитковые катушки, расположенные сверху и снизу катушки положительного возбуждения (см. рис. 3.12).

Магнитодвижущая сила дополнительной обмотки отрицательного возбуждения составляет около 15% магнитодвижущей силы основной обмотки положительного возбуждения. В таком же соотношении примерно находятся и номинальные мощности возбудителей отрицательного и положительного возбуждений.

Возбудители представляют собой обращенные трехфазные синхронные генераторы с неподвижной магнитной системой и вращающимся якорем. На рис. 3.19 и 3.20 представлены конструкции бесщеточных возбудителей положительного и отрицательного возбуждения синхронных компенсаторов мощностью 100 и 160 МВ·А, различающиеся только аксиальной длиной сердечника якоря. У возбудителей положительного возбуждения синхронных компенсаторов 100 и 160 МВ·А она составляет 340 и 490 мм при номинальной мощности возбудителей соответственно 500 и 900 кВт. Число полюсов возбудителей — 12, каждая фаза трехфазной обмотки состоит из 12 параллельных ветвей, объединенных в две группы.

Вращающийся выпрямитель выполнен в виде двух вентильных колес, изолированных друг от друга и от вала, на которых размещены 24 вентильных диода типа В2-500-20. Диоды соединены по

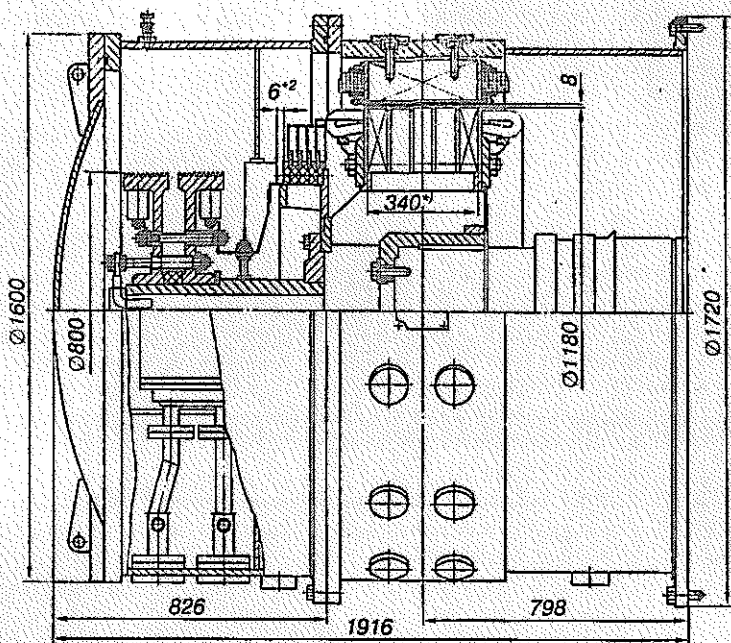


Рис. 3.19. Бесщеточный возбудитель основного положительного возбуждения синхронных компенсаторов 100 и 160 МВ·А

мостовой схеме, по четыре диода параллельно в каждом плече моста. На одном колесе размещены диоды анодной группы, пропускающие ток от диода к колесу, на другом — диоды катодной группы, пропускающие ток в обратном направлении. Вентильные колеса — сварной конструкции из стали. Контактные поверхности в местах крепления диодов омеднены. Для лучшего охлаждения диодов на наружной поверхности колес предусмотрены кольцевые канавки. Диоды защищены от перенапряжений защитными $R - C$ цепочками (100 Ом, 20 Вт и 0,5 мкФ, 2000 В). Выпрямленный ток от вентильных колес подается к обмотке возбуждения через токопроводы, расположенные в центральном отверстии вала.

Конструкция бесщеточных возбудителей отрицательного возбуждения аналогична описанной выше. Возбудители отрицательного возбуждения синхронных компенсаторов 100 и 160 МВ·А имеют мощность 145 МВ·А. Якорь возбудителя болтами прикреплен к торцу вала синхронного компенсатора (см. рис. 3.18), а блок выпрямителей, представляющий собой два изолированных друг от друга и от якоря полукольца с шестью диодами типа В2-500-20, размещен на наружной торцевой стороне якоря. Выпрямленный ток от вентильных полуколец через токопроводы, размещенные

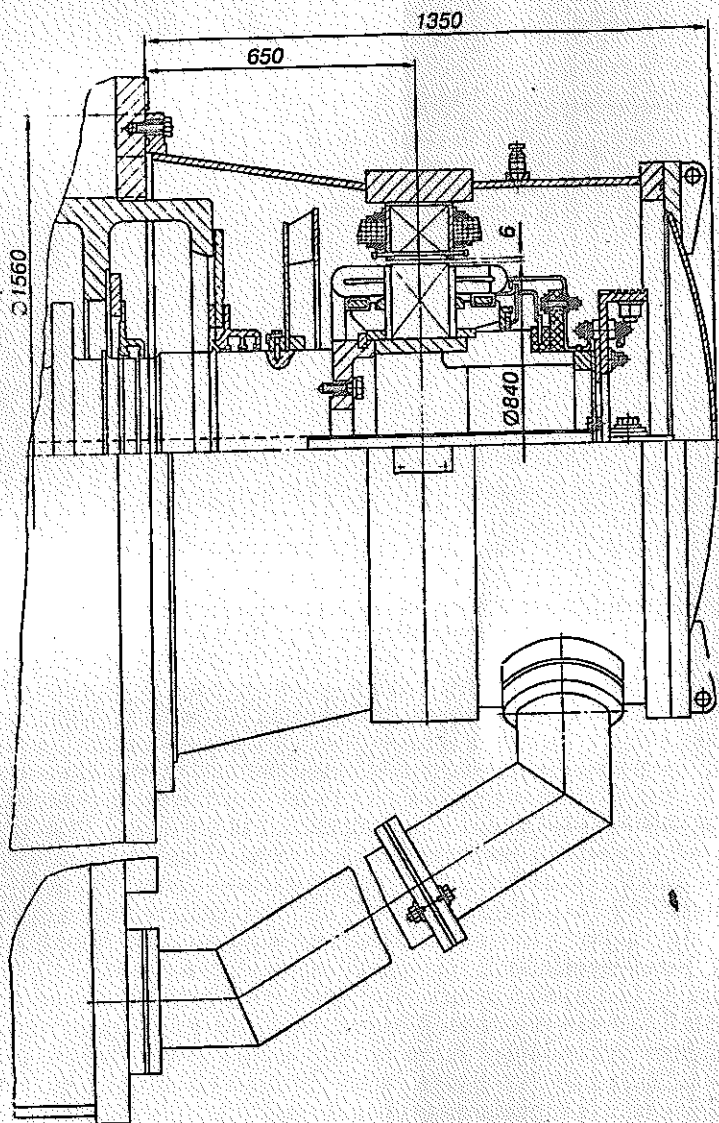


Рис. 3.20. Бесщеточный возбудитель отрицательного возбуждения синхронных компенсаторов 100 и 160 МВ · А

в центральном отверстии вала, подается к дополнительной обмотке отрицательного возбуждения. Охлаждение возбuditелей — водородное по замкнутому циклу.

Принципиальная схема включения синхронных компенсаторов 100 и 160 МВ·А с бесщеточным реверсивным возбуждением показана на рис. 3.21. Основная обмотка положительного возбуждения *ОВ*₁ защищена от перенапряжений, возникающих при пуске и в переходных режимах параллельно подключенным к ее выводам активным сопротивлением *R*_н, равным примерно 15-кратному собственному сопротивлению обмотки. Защитное сопротивление выполнено из нихромовой ленты сечением 40 мм², намотанной спирально и закрепленной с помощью изоляционных колодок. Для исключения явления намагничивания вала витки спирали намотаны бифилярно.

Основная обмотка *ОВ*₁ положительного и дополнительная *ОВ*₂ отрицательного возбуждения питаются постоянным током через вращающиеся выпрямители *ВВ*₁ и *ВВ*₂ от возбuditелей — синхронных генераторов *СГ*₁ и *СГ*₂. Питание обмоток возбуждения генераторов *СГ*₁ и *СГ*₂ осуществляется от трансформатора собственных нужд *ТС* через выпрямители *ТП*₁ и *ТП*₂. С помощью автоматического регулятора возбуждения *АРВ*, воздействующего на возбуждения синхронных генераторов *СГ*₁ и *СГ*₂, обеспечивается автоматическое регулирование мощности синхронного компенсатора по отклонению напряжения статора и его первой производной от заданной уставки во всех режимах его работы.

Контроль изоляции обмотки возбуждения относительно корпуса производится с помощью устройства *УКИ*. О замыкании обмотки ротора на корпус сигнализирует защита *КЗР-3*. В случае повреждения вентилей и коротком замыкании возбuditеля изменяется ЭДС измерительной катушки *K*₁, связанной с устройством защиты *УЗ*, которая подает импульс на отключение возбuditеля. В схеме предусмотрены также реактор пусковой *РП*, выключатели *1В*, *2В*, *3В*, трансформаторы тока *Тр.Т* и напряжения *Тр.Н*.

§ 3.7. ЗАПОЛНЕНИЕ КОРПУСА ВОДОРОДОМ И ПУСК СИНХРОННОГО КОМПЕНСАТОРА

Заполнение корпуса синхронного компенсатора водородом. Смена объема воздуха на водород в машине происходит через посредство нейтрального углекислого газа. Вначале в корпус машины через трубопровод, расположенный в нижней части (под статором), вводят углекислый газ, который тяжелее воздуха и вытесняет его вверх. Воздух удаляют через верхний водородный коллектор. Вытеснение воздуха считают законченным, если содержание углекислого газа составляет 85...90%. Заполнение компенсатора углекислым газом

в остановленной машине длится 3...4 ч. После этого через верхний водородный коллектор подводят водород, который вытесняет более тяжелый углекислый газ через нижний коллектор. Заполнение водородом длится в остановленной машине 2...3 ч и считается законченным, когда содержание водорода в машине составляет 96...97%. Перевод синхронного компенсатора на водородное охлаждение обычно выполняют при неподвижном роторе. При вращающемся роторе расход углекислого газа и водорода в этой операции увеличивается в 2...3 раза.

Замена водорода на воздух в машине происходит также через посредство углекислого газа. Вначале водород вытесняется через верхний коллектор углекислым газом, который подводят через нижний коллектор, затем углекислый газ вытесняют воздухом, поступающим через верхний, водородный коллектор из баллонов сжатого воздуха через осушитель водорода.

Чтобы выполнить ответственные операции по заполнению компенсатора водородом и вытеснению его из машины, применяют соответствующие оборудование и аппаратуру. Принципиальная схема газового устройства компенсатора с водородным охлаждением мощностью 100 МВ·А с отделенной камерой контактных колец приведена на рис. 3.22. Установка газового управления включает в себя пост водородных баллонов и пост баллонов, заполненных сжатым углекислым газом. Для заполнения компенсатора 100 МВ·А углекислым газом требуется около 10 баллонов. Запас углекислого газа для одного компенсатора с газовым объемом 50...62 м³ (компенсаторы 50...160 МВ·А) составляет обычно 20...32 баллона с объемом газа, примерно равным тройному газовому объему компенсатора. Запас водорода должен составлять 35...46 баллонов. Этого количества водорода хватает для однократного заполнения компенсатора, продувки его водородом и для пополнения утечек водорода при эксплуатации компенсатора в течение примерно 10 дней.

Баллоны с углекислым газом присоединяют непосредственно без редукторов к нижнему коллектору, снабженному манометром и предохранительным клапаном, исключающим опасное повышение давления в газопроводе: баллоны с водородом к верхнему водородному коллектору через редукторы, понижающие давление. Компенсатор заполняется водородом вручную, а избыточное номинальное давление водорода в корпусе в процессе эксплуатации поддерживается автоматически с помощью специального редуктора, который осуществляет подпитку водородом при снижении заданного давления за счет утечек.

В схеме газового устройства предусмотрен осушитель водорода, корпус которого заполнен силикагелем. Осушитель предназначен для осушения водорода в корпусе компенсатора в процессе эксплуатации и для осушения воздуха, подаваемого в корпус

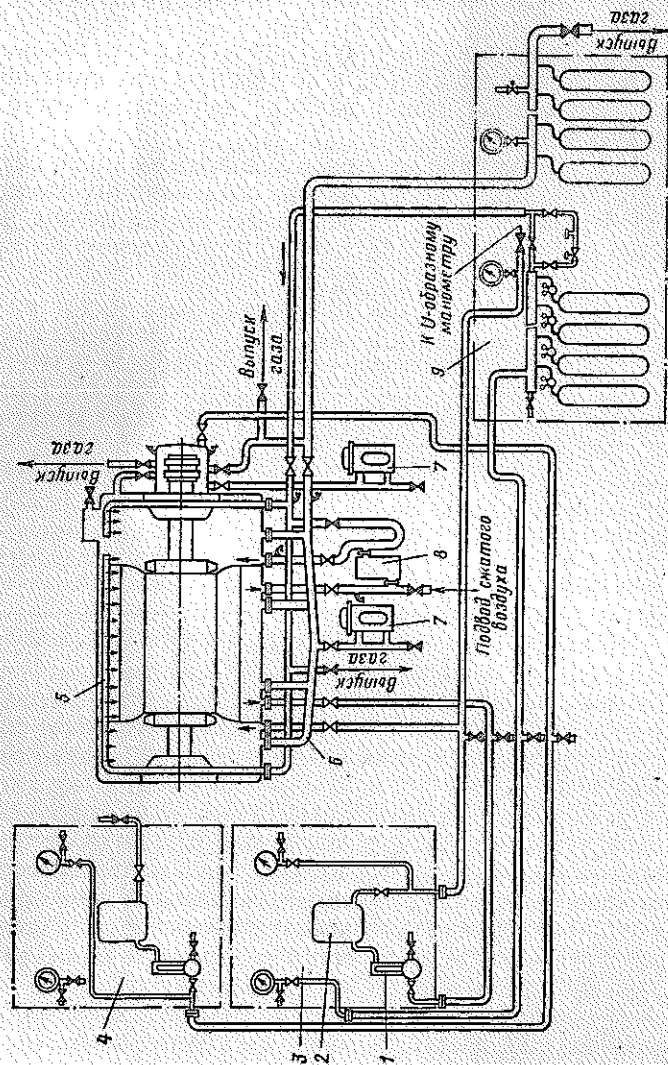


Рис. 3.22. Принципиальная схема газового устройства синхронного конденсатора 100 МВ. А с водородным охлаждением:
 1 — блок регулирования и фильтрации; 2 — приемник газоматрицы; 3 — водородный блок корпуса конденсатора; 4 — водородный блок
 камеры контактных колец; 5 — водородный коллектор; 6 — углекислотный коллектор; 7 — реле уровня; 8 — осушитель водорода; 9 — пост
 газового управления

для вытеснения им углекислого газа. Осушитель снабжен патрубком для слива воды и смотровым окном для наблюдения за появлением воды в нем. В нижней части корпуса машины устанавливают реле уровня жидкости индуктивные (УЖИ), которые при появлении жидкости в машине (воды или масла) с помощью токового реле включают сигнал.

Приборы, контролирующие систему водородного охлаждения, объединяют в один водородный блок, в который входят приемник газоанализатора, манометры, показывающие давление и чистоту водорода в корпусе, и др.

В компенсаторах с отделенной камерой контактных колец оставляют открытыми вентили трубопроводов, соединяющих камеру с корпусом, в течение первых суток после пуска компенсатора. Во время осмотра камеры контактных колец при неподвижном роторе вначале герметически отделяют камеру от корпуса с помощью уплотнения и только затем вытесняют водород из камеры через верхний вентиль углекислым газом, подводимым через нижний вентиль. Для вытеснения углекислого газа из камеры достаточно оставить на некоторое время открытыми верхний и нижний вентили. Более тяжелый углекислый газ выйдет через нижний вентиль, а камера контактных колец заполнится воздухом.

Пуск синхронных компенсаторов. Для синхронных компенсаторов применяют, как и для синхронных двигателей, пуск от разгонного двигателя с последующей синхронизацией с сетью, асинхронный пуск или частотный пуск от тиристорного преобразователя частоты с последующей синхронизацией на выбеге ротора.

Решающими факторами при выборе способа пуска компенсатора являются его номинальная мощность и параметры сети, к которой его подключают. При асинхронном пуске компенсатор потребляет из сети большую реактивную мощность. Поэтому при ограниченном потреблении реактивной мощности из сети применяют способ пуска компенсатора от разгонного двигателя. В качестве разгонного двигателя используют асинхронный двигатель с контактными кольцами или двойной беличьей клеткой на роторе, которые позволяют создать требуемый электромагнитный момент в процессе пуска и обладают достаточной теплоемкостью вторичной цепи. Номинальная мощность разгонного двигателя не превышает обычно 5% от полной номинальной мощности компенсатора. Способ пуска от разгонного двигателя относительно дорогостоящий, хотя в зарубежной практике его довольно часто применяют.

Более дешев и надежен, чем способ пуска от разгонного двигателя, асинхронный способ пуска. Для ограничения пусковых токов при асинхронном пуске компенсатор подключают к сети через реактор (реакторный пуск) или понижающий напряжение автотрансформатор (автотрансформаторный пуск). Обмотка возбуждения на время пуска замыкается на 5...8-кратное разрядное сопротивление.

Довольно часто применяемый в зарубежной практике автотрансформаторный способ пуска имеет хорошие характеристики, но является относительно сложным и дорогим.

При реакторном способе пуска из сети потребляется большая реактивная мощность (достигающая номинальной), а компенсатор подвергается значительным тепловым и механическим нагрузкам. Однако этот способ пуска отличается простотой, большой эксплуатационной надежностью и наиболее дешевый. Широкое применение реакторный способ пуска синхронных компенсаторов получил в Советском Союзе. Реакторы, применяемые для пуска синхронных компенсаторов, выполняют бетонными с обмоткой из алюминиевого провода.

Принципиальная схема (в однолинейном исполнении) асинхронного пуска синхронного компенсатора с контактными кольцами (щеточное возбуждение) показана на рис. 3.23.

Перед пуском обмотку возбуждения с помощью АГП отключают от возбuditеля и замыкают контактором на активное сопротивление, в 5...8 раз превышающее сопротивление обмотки возбуждения. Затем пусковым выключателем подключают синхронный компенсатор к сети через реактор. Пусковой ток в начальный момент пуска ограничивается реактором до $\approx 2I_n$. При этом напряжение на выводах компенсатора не превышает $0,4U_n$. Создаваемое обмоткой

статора вращающееся магнитное поле наводит в замкнутых контурах ротора ЭДС, под действием которых в них протекают электрические токи, что приводит к появлению асинхронного электромагнитного момента, благодаря которому ротор начинает вращаться. При достижении ротором определенной частоты вращения и снижении пускового тока включают сетевой выключатель, который шунтирует реактор, пусковой выключатель и включает синхронный компенсатор непосредственно в сеть на полное напряжение. При достижении ротором частоты вращения, близкой к номинальной (синхронной), на обмотку возбуждения с помощью АГП подают напряжение. Активное сопротивление, на которое была включена обмотка возбуждения при пуске, отключают. Нарастающим магнитным полем, созданным током воз-

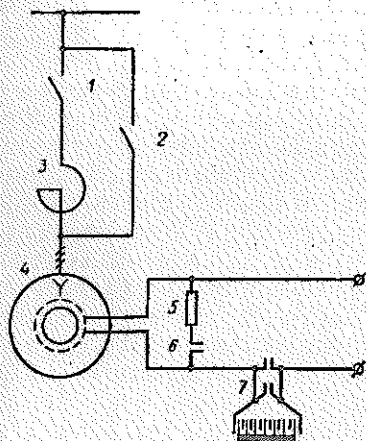


Рис. 3.23. Принципиальная схема асинхронного реакторного пуска компенсатора:

1 — пусковой выключатель; 2 — сетевой выключатель; 3 — реактор (индуктивная катушка); 4 — синхронный компенсатор; 5 — активное сопротивление; 6 — контактор; 7 — автомат гашения поля (АГП)

буждения полюсов, ротор втягивается в синхронизм, и на этом пуск заканчивается.

При асинхронном пуске синхронных компенсаторов с бесщеточным возбуждением АГП не применяют. Функцию защиты обмотки возбуждения при пуске и гашения магнитного поля выполняет постоянно подключенное к выводам обмотки активное сопротивление.

Для синхронных компенсаторов большой мощности применяют также частотный пуск от тиристорного преобразователя частоты.

ЭКСПЛУАТАЦИОННЫЕ СИСТЕМЫ
И УСТРОЙСТВА ГИДРОГЕНЕРАТОРОВ

§ 4.1. СИСТЕМЫ ВОЗБУЖДЕНИЯ

Система возбуждения предназначена для питания постоянным током обмотки ротора. Она является одной из ответственных систем, в значительной степени определяющей надежность работы гидрогенератора. В связи с этим к системе возбуждения предъявляют следующие основные требования, которым она должна удовлетворять: 1) надежное питание постоянным током обмотки ротора гидрогенератора в любых режимах, в том числе и при авариях в энергосистемах; 2) устойчивое регулирование тока возбуждения при изменении нагрузки гидрогенератора от нуля до номинальной при заданном уровне напряжения; 3) достаточное быстродействие; 4) форсировка возбуждения, т. е. быстрое нарастание напряжения возбуждения от номинального до предельного, называемого *потолочным*, для поддержания устойчивой работы гидрогенератора во время аварии в энергосистеме и восстановления нормального режима после ликвидации аварии. Потолочное напряжение возбуждения в гидрогенераторах принимают не менее $1,8...2$ от номинального напряжения возбуждения; 5) быстрое гашение магнитного поля в машине без значительного повышения напряжения в обмотках гидрогенератора при оперативных отключениях гидрогенератора от сети, а также в случае аварии в гидрогенераторе.

Конструкцию устройств и элементов, входящих в схему системы возбуждения, выбирают и рассчитывают с учетом основных требований, предъявляемых к ней.

В зависимости от источника энергии, используемого для возбуждения гидрогенератора, системы возбуждения можно подразделить на три группы: 1) электромашинная система возбуждения с возбудителем постоянного тока; 2) система возбуждения с генератором переменного тока с последующим преобразованием переменного тока в постоянный; 3) система самовозбуждения, в которой часть энергии гидрогенератора преобразуется в энергию постоянного тока и используется для его возбуждения.

Электромашинная система возбуждения с возбудителем постоянного тока. Принципиальные схемы электромашинной системы возбуждения, в которой источником энергии возбуждения является генератор постоянного тока, называемый *возбудителем*, приведены на рис. 4.1.

Если ротор возбудителя находится на одном валу с ротором гидрогенератора и они приводятся во вращение одной и той же гидравлической турбиной, то такую систему возбуждения называют *прямой* (рис. 4.1, а). Если ротор возбудителя приводится во вращение отдельным двигателем, то систему возбуждения называют *косвенной* (рис. 4.1, б, в). Питание двигателя переменного тока, приводящего во вращение ротор возбудителя, можно осуществлять от вспомогательного синхронного генератора, ротор которого находится на одном валу с ротором главного гидрогенератора. Такую систему возбуждения называют *косвенной независимой*, так как напряжение на приводном двигателе не зависит от напряжения на шинах станции, к которым подключен гидрогенератор (рис. 4.1, б). На рис. 4.1, в показана принципиальная схема зависимой косвенной системы возбуждения. Питание приводного двигателя в этой схеме осуществляется от шин собственных нужд станции и зависит от напряжения на них. Наиболее надежной и дешевой является прямая система возбуждения, так как она имеет меньше оборудования, а частота вращения возбудителя, как и гидрогенератора, определяется частотой вращения гидравлической турбины. При относительно небольших частотах вращения турбины размеры возбудителя получаются большими. Кроме того, при увеличении мощности возбудителя постоянного тока его выполнение становится затруднительным или даже невозможным по условиям коммутации.

Электромашинная система возбуждения с возбудителем постоянного тока характеризуется большими постоянными времени, относительно небольшими скоростями подъема напряжения и ограниченным его предельным (потолочным) значением. Поэтому с развитием полупроводниковой техники она уступила место более совершенным, быстродействующим и более надежным системам возбуждения, в которых используется энергия переменного тока с последующим выпрямлением с помощью управляемых и неуправляемых вентилей.

Статическая тиристорная система независимого возбуждения. Принципиальная схема статической тиристорной системы возбуж-

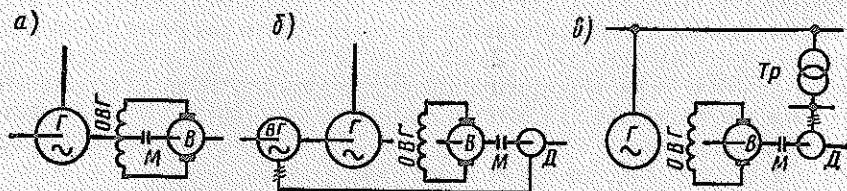


Рис. 4.1. Принципиальные схемы электромашинной системы возбуждения с возбудителем постоянного тока:

Г — гидрогенератор; В — возбудитель; ОВГ — обмотка возбуждения гидрогенератора; ВГ — вспомогательный генератор; Д — двигатель переменного тока; Тр — трансформатор; М — муфта

дения в однолинейном исполнении показана на рис. 4.2. В этой системе возбудителем B является синхронный генератор переменного тока, условно называемый вспомогательным генератором, расположенный на одном валу с возбуждаемым (главным) генератором. Переменный ток частоты 50 Гц от возбудителя преобразуется в постоянный группой статических выпрямителей. При высоких потолках возбуждения (больше двух) применяют две группы вентилей: рабочую $ВР$ и форсировочную $ВФ$. Обе группы вентилей соединяют параллельно по трехфазной мостовой схеме. Рабочая группа вентилей включается на пониженное напряжение возбудителя и обеспечивает основное возбуждение гидрогенератора в нормальном режиме. Форсировочная группа вентилей включается на полное напряжение возбудителя и обеспечивает форсировку возбуждения до $4U_{fн}$, а при переходе в инверторный режим — и гашение магнитного поля в аварийных режимах. В нормальном режиме форсировочная группа вентилей работает с небольшими токами (порядка 0,2...0,3 от номинального тока ротора). При форсировке возбуждения весь ток ротора обеспечивается форсировочной группой, а рабочая в это время запирается более высоким напряжением форсировки.

Поскольку режим форсировки кратковременный, то часть обмотки, по которой протекает только ток форсировки (от отпаяк до выводов), выполняют меньшего сечения, чем часть обмотки, по которой длительно протекает номинальный ток возбуждения. Это достигается комбинацией последовательно и параллельно включенных катушечных групп обмоток. Так, если в рабочей части обмотки четыре параллельные ветви, то в форсировочной (от отпаяк до выводов) их может быть только две.

Регулирование тока возбуждения в разных режимах осуществляется системами автоматического регулирования возбуждения $АРВ$, управления рабочих вентилей $СУВР$ и управления вентилей форсировки $СУВФ$. Обмотка возбуждения возбудителя $ОВВ$ питает-

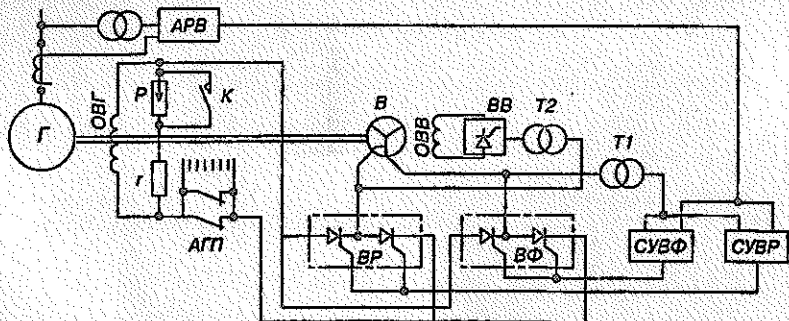


Рис. 4.2. Принципиальная схема статической тиристорной системы независимого возбуждения

ся постоянным током от трансформатора самовозбуждения $T2$ через вентили возбуждения $ВВ$. Обмотка возбуждения $ОВГ$ гидрогенератора $Г$ защищена от перенапряжений разрядником P и сопротивлением r . При включении гидрогенератора в сеть методом самосинхронизации обмотка возбуждения включается на сопротивление r контактором K . Отключение и включение обмотки возбуждения на возбудитель производится автоматом гашения поля $АГП$.

Обмотка статора вспомогательного генератора многовитковая катушечная с относительно небольшим сечением витка, благодаря чему облегчается выполнение многочисленных соединений обмотки. Число пазов на полюс и фазу желательно брать целым, так как в этом случае появляется большая возможность комбинаций катушечными группами при составлении довольно сложных схем обмотки.

Пример конструктивного исполнения и размещения вспомогательного синхронного генератора показан на рис. 4.3. Статор генератора, выполняемый обычно разъемным и состоящим из двух частей, подвешивают к верхней крестовине. Корпус статора сварной, состоит из двух горизонтальных полок, верхнего фланца, которым он крепится с помощью болтов к верхней крестовине, и обшивки. В обшивке корпуса предусматривают отверстия для прохода охлаждающего воздуха. Круговые соединительные шины обмотки статора размещают между его корпусом и верхней крестовиной.

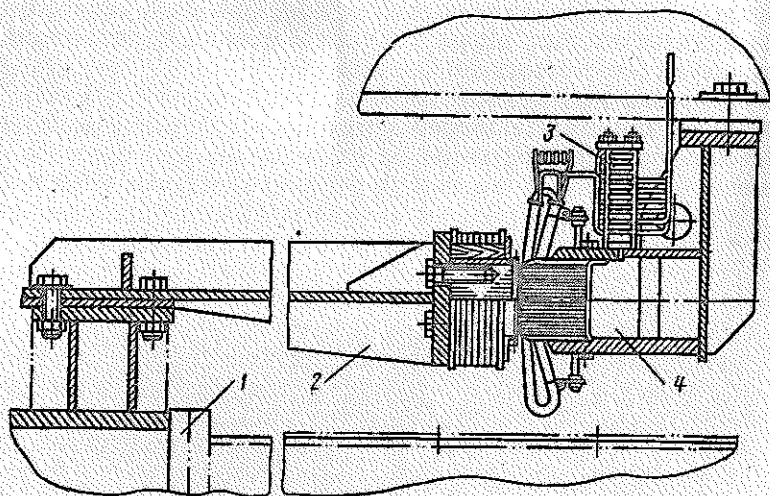


Рис. 4.3. Вспомогательный синхронный генератор:

1 — ротор гидрогенератора; 2 — ротор вспомогательного генератора; 3 — круговые соединительные шины обмотки статора генератора; 4 — статор вспомогательного генератора

Ротор вспомогательного генератора обычно делают разъемным и состоящим из двух частей, его крепят к остову ротора гидрогенератора. Полусы прикрепляют к массивному кольцевому (разъемному) ободу болтами. Обод приварен к диску, усиленному радиальными ребрами жесткости. В диске предусматривают отверстия для прохода воздуха. Токоподвод к обмотке возбуждения вспомогательного генератора выполняют от отдельной пары контактных колец.

Вспомогательный синхронный генератор возбуждается по схеме самовозбуждения через трансформатор и выпрямительные вентили.

Из-за работы обмотки статора вспомогательного генератора на выпрямительный мост ток его статора несинусоидален. В кривой м.д.с. обмотки статора вспомогательного генератора, созданной несинусоидальным током, сильно выражены высшие гармонические составляющие. Это вызывает дополнительные потери и нагрев полюсов ротора. Для снижения нагрева плотность тока в обмотке возбуждения берут меньшей, вследствие чего объем и масса меди в роторе несколько выше, чем в обычных машинах. Чтобы снизить сверхпереходные индуктивные сопротивления обмотки статора, в наконечниках полюсов ротора размещают демпферную обмотку с максимально возможным числом стержней относительно небольшого диаметра. При этом уменьшается эффект вытеснения тока в них и увеличивается их поверхность теплоотдачи.

Статическая тиристорная система самовозбуждения. Описанная выше статическая тиристорная система независимого возбуждения является дорогой и сложной в эксплуатации из-за наличия возбудителя переменного тока. Более дешевой и менее сложной в эксплуатации является статическая тиристорная система самовозбуждения, принципиальная схема которой приведена на рис. 4.4. По сравнению с другими схемами схема самовозбуждения обладает более высокой надежностью из-за отсутствия в ней электрических машин — возбудителей и позволяет в ряде конструкций сократить длину вала гидрогенератора, что приводит к уменьшению размеров машинного зала. Питание групп рабочих и форсировочных вентилей производится в этой системе от выпрямительного трансформатора *ВТ*, первичная обмотка которого подключена к выводам обмотки статора гидрогенератора *Г*. Рабочая группа вентилей подключена к части обмотки трансформатора с меньшим напряжением, форсировочная группа — ко всей вторичной обмотке трансформатора *ВТ* с большим напряжением через последовательный трансформатор *ПТ*, первичная обмотка которого включена последовательно с обмоткой статора гидрогенератора со стороны нулевых выводов. В отдельных случаях последовательный трансформатор может отсутствовать в схеме. Наличие последовательного трансформатора обеспечивает более надежное форсировочное возбуждение при близких коротких замыканиях, когда заметно снижается

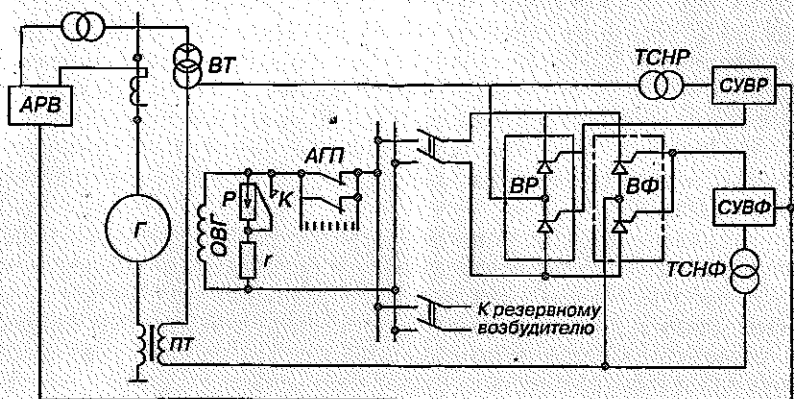


Рис. 4.4. Принципиальная схема статической тиристорной системы самовозбуждения

напряжение на шинах обмотки статора и, следовательно, на выпрямительном трансформаторе. Однако достоинством схемы без последовательного трансформатора является ее простота.

Автоматическое регулирование возбуждения осуществляется системой *АРВ*, а регулирование тиристорной рабочей и форсировочной групп — системами *СУВР* и *СУВФ* через трансформаторы собственных нужд *ТСНР* и *ТСНФ*. При применении статической тиристорной системы самовозбуждения предусматривается наличие резервного возбудителя на станции. Им может быть электромашиный агрегат с генератором постоянного или переменного тока.

Обмотка возбуждения защищена от перенапряжений разрядником P и сопротивлением r . При необходимости (включение в сеть методом самосинхронизации) обмотка возбуждения включается на сопротивление r контактором K .

Автоматическое гашение магнитного поля. Включение на напряжение постоянного тока и отключение обмотки возбуждения производится с помощью автомата гашения поля АГП. В случае, например, пробоя изоляции обмоток на корпус или между витками гидрогенератора или синхронного компенсатора необходимо отключить машину от сети и быстро погасить магнитное поле, чтобы уменьшить размеры повреждений обмотки и активной стали. Это можно сделать путем переключения обмотки возбуждения на разрядное сопротивление r и только затем отключить обмотку от источника постоянного тока. Электромагнитная энергия магнитного поля выделяется в разрядном сопротивлении и поле гасится за несколько секунд. Для уменьшения времени гашения поля на заводе «Электросила» были разработаны специальные автоматы гашения

поля, которые не требуют наличия гасительного сопротивления. Вся энергия гасится в дугогасительной решетке. Применение таких АГП в схемах возбуждения позволило в 4...6 раз сократить время гашения магнитного поля без существенного увеличения перенапряжений на обмотке возбуждения.

В системах возбуждения с управляемыми вентилями гашение магнитного поля осуществляют также переводом вентилей в инверторный режим, при котором накопленная энергия при гашении поля передается возбудителю или выпрямительному трансформатору и от него — в обмотку статора гидрогенератора. При этом перевод вентилей в инверторный режим происходит почти мгновенно без разрыва цепи возбуждения, а процесс гашения поля подобен процессу в дугогасительной решетке АГП. При наличии в системе возбуждения двух групп вентилей в инверторный режим переводится форсировочная группа, так как она имеет более высокое напряжение и поле гасится быстрее. Рабочая группа вентилей в это время отключается.

§ 4.2. СИСТЕМЫ ВЕНТИЛЯЦИИ

При работе гидрогенератора часть его мощности ($2 \div 5\%$ от номинальной) теряется внутри генератора. Гидрогенераторы больших мощностей имеют меньшие, а гидрогенераторы меньших мощностей — большие относительные потери. Потери мощности можно классифицировать на три основные группы: магнитные, электрические и механические. Все потери мощности превращаются в тепло, которое нагревает гидрогенератор.

Чтобы предупредить чрезмерные превышения температур отдельных частей гидрогенератора при работе, его необходимо искусственно охлаждать, т. е. отводить выделяемое в гидрогенераторе тепло во внешнюю среду. Для этого через гидрогенератор прогоняют воздух, который, соприкасаясь с его нагретыми частями, нагревается и, выходя из него, уносит с собой тепло, создавая непрерывный тепловой поток из генератора. Охлаждение гидрогенераторов посредством потока воздуха при любой конструктивной форме решения подачи воздуха и омывания им нагретых частей называют *вентиляцией гидрогенератора*. Учитывая, что с увеличением поверхности нагретого тела увеличивается его теплоотдача, в сердечнике статора предусматривают специальные каналы, через которые прогоняется охлаждающий воздух. Напор воздуха может создаваться отдельными вентиляторами, стоящими вне гидрогенератора и имеющими самостоятельный привод. Такую вентиляцию называют *принудительной* и в гидрогенераторах применяют в исключительных случаях. Как правило, в гидрогенераторах применяют самовентиляцию, при которой напор создается вращающимися частями ротора: спицами остова, вентиляционными распорками обода, по-

люсами и специальными лопатками, укрепляемыми на ободе. Все перечисленные части ротора при его вращении работают как центробежные вентиляторы.

Системы вентиляции бывают разомкнутыми и замкнутыми. При разомкнутой системе вентиляции охлаждающий воздух поступает непосредственно из машинного зала или по бетонному каналу из турбинной шахты, а нагретый в гидрогенераторе воздух выбрасывается в машинный зал или по закрытому каналу за пределы станции.

К недостаткам разомкнутой системы вентиляции относятся трудности охлаждения гидрогенератора летом в местностях с жарким климатом, когда температура окружающего воздуха превышает $30 \div 35^\circ\text{C}$, сложность выполнения противопожарных устройств, невозможность ее применения в районах с большой запыленностью воздуха. Последнее объясняется тем, что при больших объемах запыленного воздуха, проходящего через гидрогенератор, пыль постепенно оседает на стенках вентиляционных каналов и на лобовых частях обмотки. При этом значительно ухудшается передача тепла от нагретых частей гидрогенератора воздуху и уменьшается расход охлаждающего воздуха через гидрогенератор вследствие уменьшения сечения вентиляционных каналов, что неизбежно приведет к его перегреву.

При замкнутой системе вентиляции (рис. 4.5) в гидрогенераторе циркулирует один и тот же воздух. Поэтому попадание пыли

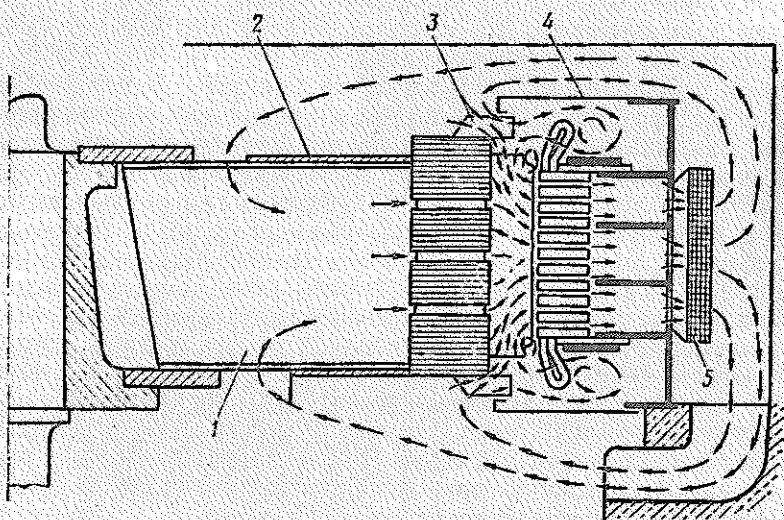


Рис. 4.5. Замкнутая (радиальная) система вентиляции:

1 — ступица ротора; 2 — перекрытие между ступицей ротора; 3 — лопатка вентилятора; 4 — воздухоразделяющий щит; 5 — воздухоохладитель

в гидрогенератор извне при замкнутой системе вентиляции практически исключено. Для охлаждения нагретого воздуха на пути его следования устанавливают специальные воздухоохладители, количество которых определяется расчетом. Воздух, проходя через воздухоохладители, охлаждается и двумя потоками (сверху и снизу) подходит к ротору. Такую систему вентиляции называют *радиальной*. Для увеличения напора желательно, чтобы воздух входил в звезду остова ротора на небольшом диаметре, поэтому между спицами остова ближе к ободу устанавливают перекрытия (рис. 4.5). Часть воздуха захватывается лопатками вентилятора, укрепленными на ободе, и попадает в зону лобовых частей обмотки, откуда частично проходит между пальцами нажимной гребенки, а частично между полюсами и затем через воздушный зазор попадает в сердечник статора и камеры корпуса статора. Чтобы воздух из зоны лобовых частей не перетекал обратно за вентилятор (в зону разрежения), ставят специальные воздухоотделяющие щиты.

Расположение воздухоохладителей за корпусом статора может

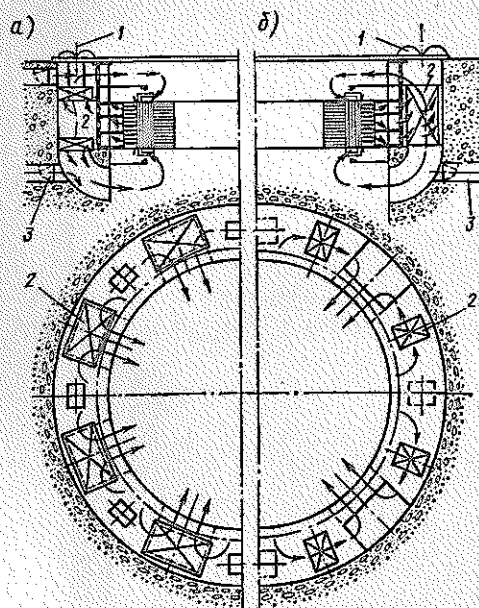


Рис. 4.6. Схемы замкнутой (радиальной) системы вентиляции с горизонтальным двухрядным (а) и вертикальным (б) расположением воздухоохладителей:

1 — выпуск горячего воздуха для отопления здания станции; 2 — воздухоохладитель; 3 — подвод добавочного свежего воздуха

быть разным: горизонтальное двухрядное (рис. 4.6, а), вертикальное радиальное (рис. 4.6, б), отличающиеся от схемы на рис. 4.5 тем, что воздух направляется из сердечника статора не сразу в охладитель, а в отсек горячего воздуха в корпусе статора, где он разветвляется на два параллельных потока. Каждый поток проходит через воздухоохладитель, охлаждается и поступает в отсек холодного воздуха, откуда подводится двумя потоками сверху и снизу к ротору. В холодное время года часть нагретого в генераторе воздуха, минуя охладители, через специальные люки подают в машинный зал для его обогрева. В этом случае выпускаемый в машинный зал воздух компенсируется поступлением через фильтр

свежего холодного воздуха извне в вентиляционную систему гидрогенератора.

Кроме радиальной системы вентиляции существуют аксиальная и смешанная аксиально-радиальная. При аксиальной системе вентиляции воздух входит в машину с одной стороны (сверху или снизу), проходит между полюсами, по воздушному зазору, по аксиальным каналам (если они предусмотрены) в сердечнике статора и нагретый выходит с другой стороны.

При смешанной аксиальной вентиляции, применяемой часто в быстроходных машинах с относительно небольшими диаметрами роторов, воздух поступает в машину с двух сторон, как и при радиальной вентиляции. Затем вентиляторами (например, пропеллерными) направляется в аксиальном направлении вдоль зазора в межполюсное пространство, после чего он поступает в радиальные каналы сердечника статора, охлаждает по пути все нагретые части и направляется в воздухоохладители.

Воздухоохладители (рис. 4.7) состоят из нескольких рядов латунных трубок 4, завальцованных по торцам в трубные доски 3, закрытые крышками 2 так, что между досками и крышками образуются полости, разделенные перегородками. Перегородки делят трубки на несколько групп. В одной из крышек воздухоохладителя предусмотрены патрубки 1 с фланцами для присоединения к трубопроводу с холодной технической водой. Холодная вода поступает через один из патрубков в воздухоохладитель, проходит последовательно по отдельным группам трубок, которые снаружи обтекаются горячим воздухом, нагревается, охлаждая воздух, и через второй патрубок 5 выходит из воздухоохладителя.

Чтобы увеличить эффект теплопередачи в воздухоохладителе от воздуха к латунным трубкам и от них к воде, наружную поверхность трубок, омываемую воздухом, стремятся увеличить разными

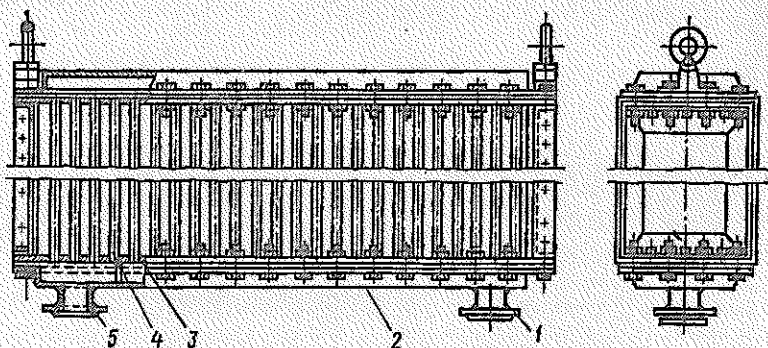


Рис. 4.7. Воздухоохладитель

способами: применяют трубки с оребрением в виде навитой и припаянной спирали из гофрированной ленты, в виде навитой и припаянной спирали из тонкой медной проволоки и др.

§ 4.3. ТЕМПЕРАТУРНЫЙ КОНТРОЛЬ И СИГНАЛИЗАЦИЯ

Чтобы не допустить опасных перегревов отдельных частей гидрогенератора, определяющих надежность и длительность его работы, в них устанавливают термометры сопротивления и термометрические сигнализаторы (термосигнализаторы). Термометры сопротивления позволяют контролировать нагрев тех частей, в которые они заложены, а термосигнализаторы — сигнализировать о повышении температуры или отключать гидрогенератор от сети, если повышение температуры превзошло даже кратковременно допустимые пределы.

Для измерения температуры обмотки статора термометры сопротивления закладывают между стержнями в середине их пазовой части (по длине стержня). Количество термометров зависит от числа параллельных ветвей обмотки. Температуры параллельных ветвей могут быть разными из-за возможных уравнивающих токов между ветвями. На каждую параллельную ветвь закладывают 12 термометров. Термометры сопротивления не соприкасаются непосредственно с медью. От меди их отделяет корпусная изоляция стержня, поэтому температура меди обмотки обычно на 10...15°C выше показаний термометра за счет температурного перепада в изоляции.

Чтобы измерить температуру сердечника статора, термометры сопротивления закладывают на дно паза статора.

Термометр сопротивления, закладываемый в паз, представляет собой пластинку толщиной 2...2,5 мм, шириной около 10 мм и длиной 200...250 мм. Внутри пластинки заключена спираль из тонкой медной проволоки, сопротивление которой составляет 53 Ом при 0°C.

Если нужно измерить температуру подшипников в крупных гидрогенераторах, то термометр сопротивления размещают в каждом сегменте. Для этого в сегменте просверливают отверстие, наружный край которого имеет резьбовую нарезку. Термометр сопротивления (рис. 4.8) размещают в трубке с резьбовой головкой, которой он ввинчивается в отверстие сегмента. В сегментах направляющих подшипников устанавливают всего два — четыре термометра сопротивления.

Температуру холодного воздуха в мощных гидрогенераторах измеряют термометрами сопротивления за каждым воздухоохладителем и в двух местах — температуру горячего воздуха (до воздухоохладителя). Термометр сопротивления для измерения темпера-

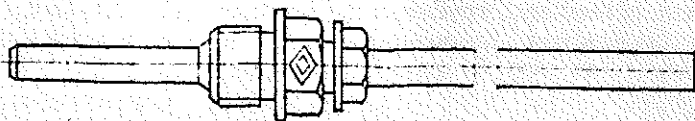


Рис. 4.8. Термометр сопротивления для измерения температуры подпятников или направляющих подшипников

туры воздуха (рис. 4.9) размещен в опростодержателе с отверстиями для прохода воздуха.

Концы термометров сопротивления выведены на переключатель, которым их можно поочередно подключать к измерительному магнитоэлектрическому прибору — логометру со шкалой, имеющей градуировку от 0 до 150°C. Логометры размещают вблизи гидрогенератора на панели или непосредственно на его кожухе.

При аварийном состоянии подпятника, направляющего подшипника или активных частей гидрогенератора их температура резко возрастает. Для автоматической сигнализации или отключения и остановки гидрогенератора в этом случае предусмотрены термосигнализаторы, которые обычно устанавливают по два — четыре на сегментах подпятника и на сегментах направляющего подшипника, а также два термосигнализатора на выходе горячего воздуха.

Термосигнализатор представляет собой трубчатый теплоприемник, наполненный парами летучей жидкости и соединенный гибкой трубкой длиной 10...20 м с прибором-индикатором, установленным на кожухе или на лапе гидрогенератора. Прибор-индикатор имеет две пары контактов: одна пара включает предупредительный сигнал, а другая срабатывает на систему аварийного отключения и остановки гидрогенератора при чрезмерном повышении температуры в зоне установки термосигнализатора.

Кроме термосигнализаторов в гидрогенераторе предусмотрены различного рода реле, предупреждающие о неисправностях разных систем служб и тем самым обеспечивающие нормальную работу гидрогенератора. В масляных ваннах подпятника и направляющих подшипников устанавливают поплавковые реле, предназначенные для сигнализации в случае уменьшения уровня масла в ванне ниже нормы и для отключения и остановки гидрогенератора в случае аварийного падения уровня масла. На трубопроводах, по

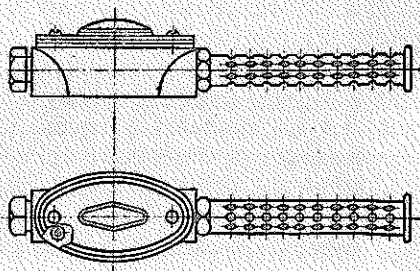


Рис. 4.9. Термометр сопротивления для измерения температуры воздуха

которым подается охлаждающая вода к маслоохладителям ванн и воздухоохладителям, устанавливают струйные реле, которые срабатывают на отключение и остановку гидрогенератора при прекращении подачи воды. Реле частоты вращения, установленные на гидрогенераторе, срабатывают на торможение при остановке гидрогенератора и на систему регулирования частоты вращения при сбросе нагрузки, предупреждая тем самым чрезмерное увеличение частоты вращения. Для контроля наличия давления сжатого воздуха в тормозной системе устанавливают манометрическое реле давления.

В соответствии с действующими руководящими правилами и положениями об электрической защите в гидрогенераторе предусматривают шесть выводных концов для устройства поперечной дифференциальной защиты. Электрическая защита располагается вне гидрогенератора и не отражается на его конструкции.

§ 4.4. СИСТЕМА ТОРМОЖЕНИЯ

Ротор гидрогенератора обладает большим моментом инерции. Поэтому при отключении гидрогенератора от сети и закрытии направляющего аппарата турбины ротор продолжает еще длительное время вращаться с малой скоростью. Быстрой остановке ротора препятствуют также существующие обычно протечки воды через направляющий аппарат турбины, которые создают вращающий момент. При вращении ротора с малой скоростью исчезает масляный клин между сегментами и диском подшипника. При этом вместо жидкостного трения в подшипнике может создаться полусухое и даже сухое трение, которое приводит к быстрому износу и к аварии подшипника. Чтобы обеспечить длительную работу подшипника, ротор генератора при достижении им частоты вращения, при которой начинает исчезать масляный клин, быстро останавливают путем механического торможения.

Пневматические тормоза поршневого типа устанавливают на нижней крестовине или на фундаменте. Во время торможения в цилиндр тормоза (рис. 4.10) подают сжатый воздух под давлением 0,7...0,8 МПа, который поднимает поршень вверх и прижимает колодку тормоза к тормозному сегменту, укрепленному на роторе. Торможение ротора происходит за счет сил трения, возникающих между колодкой тормоза и тормозным сегментом. Колодку тормоза выполняют из фрикционного теплостойкого материала типа феррадо. В последнее время стали применять новый материал — ретинакс, обладающий лучшими фрикционными свойствами, более стойкий к истиранию и более теплостойкий.

После окончания торможения воздух из цилиндра тормоза выпускается в атмосферу, а тормозная колодка под действием пружин

ны, установленной между поршнем и крышкой цилиндра, отжимается от тормозного сегмента ротора и возвращается в исходное положение. Время торможения принимают не более 4 мин. Количество тормозов определяют из расчета.

Применение воздуха, а не жидкости (например, минерального масла) в тормозной системе при торможении обусловлено его упругостью. Битения тормозных сегментов, неровности на их поверхности вызывали бы удары о тормозные колодки при применении несжимаемой неупругой жидкости. При использовании воздуха эти удары амортизируют-ся благодаря его упругости.

Применение тормозов в качестве домкратов для подъема ротора требует значительно больших усилий, чем при торможении. Давление в цилиндрах поднимают до 10 МПа. Использование воздуха при таком большом давлении затруднительно из-за больших его утечек в неплотностях прежде всего между поршнем и цилиндром тормоза. Поэтому при использовании тормозов в качестве домкратов для подъема ротора в цилиндры подают минеральное масло под давлением 10 МПа. Для надежной фиксации ротора в поднятом положении на тормозе предусматривают механические фиксаторы. На рис. 4.10 фиксатор представляет собой кольцо с выступами, которые устанавливают путем поворота кольца-фиксатора против выступов в основании тормоза, после чего снимают давление масла, а ротор остается в приподнятом положении.

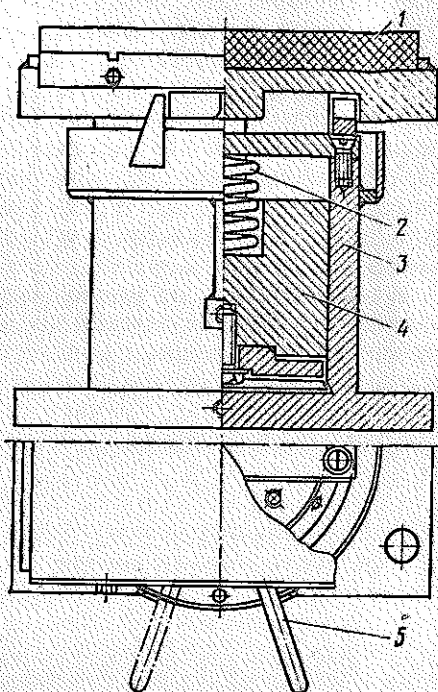


Рис. 4.10. Тормоз гидрогенератора:

1 — колодка; 2 — возвратная пружина; 3 — цилиндр; 4 — поршень; 5 — фиксатор

§ 4.5. РЕГУЛЯТОРНЫЙ ГЕНЕРАТОР

Регуляторный генератор служит для питания системы регулирования частоты вращения турбины. Регулирование осуществляется по частоте ЭДС, наводимой в обмотке регуляторного генератора, которая жестко связана с частотой вращения его ротора.

Регуляторные генераторы выполняют синхронными. Для обеспечения наибольшей надежности и независимости от других систем полюсы ротора выполняют из постоянных магнитов. Поскольку частота вращения ротора регуляторного генератора должна быть жестко связана с частотой вращения ротора гидротурбины, они обычно имеют один общий вал. В зависимости от типа регулятора частоты вращения турбины частота ЭДС регуляторного генератора равна частоте сети 50 Гц (при электрогидравлическом регуляторе) или может быть выбрана более низкой (если регулятор центробежного типа). При пониженной частоте ЭДС регуляторный генератор выполняют с меньшим числом полюсов и небольших размеров. Для получения большой магнитной индукции в воздушном зазоре, создаваемой постоянными магнитами полюсов, зазор между статором и ротором выбирают очень малым, порядка 0,5 мм. Чтобы

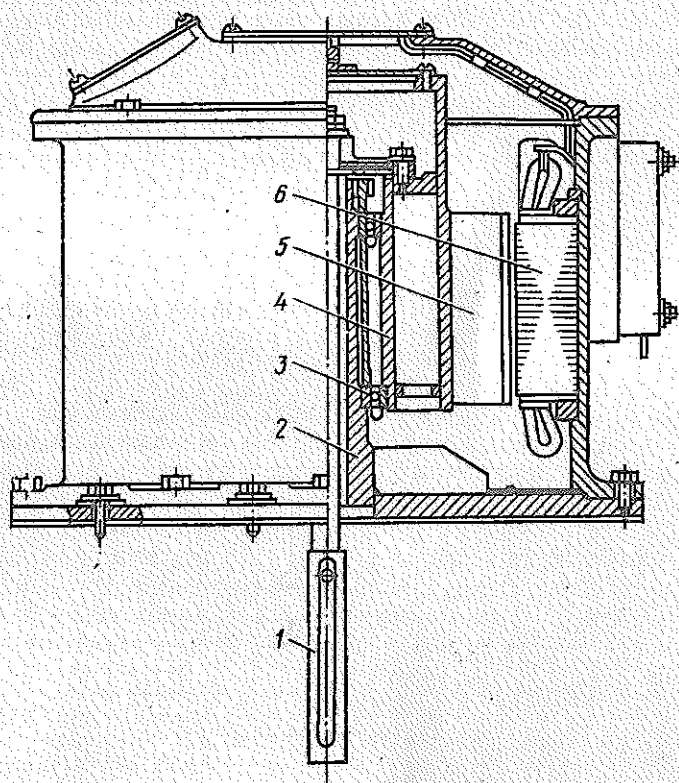


Рис. 4.11. Регуляторный генератор на пониженную частоту ЭДС:

- 1 — качающийся вал; 2 — внутренний цилиндр корпуса статора; 3 — шариковый подшипник; 4 — остов (обод) ротора; 5 — полюс; 6 — статор

биение вала гидроагрегата не влияло на работу регуляторного генератора, его выполняют отдельно. Ротор его вращается в шарикоподшипниках и имеет эластичную связь с валом гидроагрегата при помощи качающегося валика (рис. 4.11). Полюсы ротора намагничиваются при кратковременном включении обмотки статора на напряжение постоянного тока. Благодаря эластичной связи ротор регуляторного генератора при намагничивании поворачивается относительно ротора гидрогенератора так, что оси его полюсов совпадают с осями поля, создаваемого обмоткой статора.

Если регуляторный генератор должен иметь то же число полюсов, что и гидрогенератор (при частоте ЭДС 50 Гц), то он имеет большие размеры и выполняется на валу или на надставке вала гидрогенератора. Диаметр его ротора достигает в тихоходных гидрогенераторах 1,5...2 м. По условиям монтажа статор и ротор такого регуляторного генератора часто делают разъемными, а воздушный зазор по условиям биения вала гидрогенератора может достигать нескольких миллиметров. Размещается он по возможности ближе к направляющему подшипнику, где биения вала при вращении наименьшие.

Из-за жесткой связи ротор регуляторного генератора этого типа не может повернуться при намагничивании обмоткой статора так, чтобы оси его полюсов совпадали с осями статора, создаваемого постоянным током. Поэтому здесь этот метод намагничивания не применяют. Для намагничивания полюсов ротора регуляторных генераторов на частоту 50 Гц на полюсах предусматривают катушки (рис. 4.12), которые используют только при намагничивании.

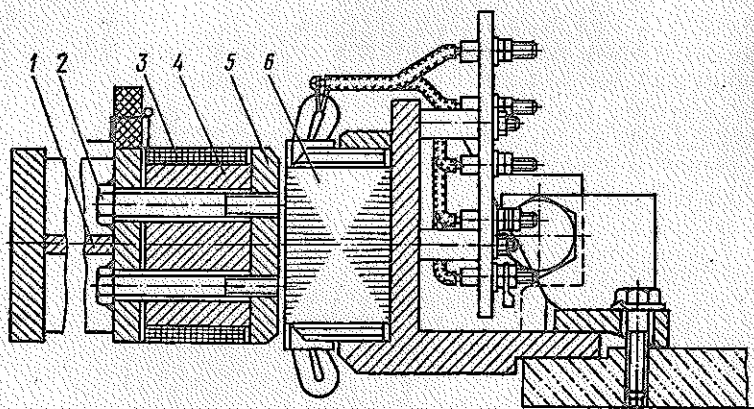


Рис. 4.12. Регуляторный генератор на 50 Гц:

1 — остов (обод) ротора; 2 — болт крепления полюса; 3 — катушка для намагничивания сердечника полюса; 4 — сердечник полюса; 5 — наконечник полюса; 6 — статор

Для постоянных магнитов применяют специальные сплавы, например АНКО-4, у которого $H_c = 445 \cdot 10^2$ А/м и $B_r = 0,85$ Т. Сплавы для постоянных магнитов трудно поддаются механической обработке, поэтому сердечники полюсов обычно отливают с отверстиями для их крепления, а полюсные наконечники выполняют из обычной стали, которая хорошо механически обрабатывается.

§ 4.6. ПРОТИВОПОЖАРНАЯ СИСТЕМА

Пожар в гидрогенераторе возникает при пробое электрической изоляции и образовании в этом месте электрической дуги. Под действием вентилирующего воздуха пожар может очень быстро распространиться по всей машине. При возникновении пожара прежде всего отключают гидрогенератор от сети, гасят магнитное поле и включают противопожарное устройство. Гидрогенератор останавливают.

Для тушения пожара в гидрогенераторах применяют автоматически включающиеся при повышении температуры вентилирующего воздуха углекислотные установки или включаемые вручную водяные противопожарные системы. На отечественных гидрогенераторах устанавливают водяные противопожарные системы, состоящие из двух кольцевых спринклерных труб диаметром до 75 мм, расположенных по торцам статора в зоне лобовых частей обмотки.

В трубах просверливают в шахматном порядке отверстия (до 10 на погонный метр), в которые вставляют распылители, создающие водяной туман при подаче воды в трубы от стационарного пожарного водопровода. Площадь сечения трубы должна быть в 6...8 раз больше суммы площадей сечений всех спринклерных отверстий. Иногда с целью уменьшения вдвое площади сечения трубы воду к ней подводят в двух диаметрально противоположных точках. Напор воды в точке подвода к спринклерной трубе составляет 0,20...0,25 МПа.

ВЫБОР ГЛАВНЫХ РАЗМЕРОВ АКТИВНЫХ ЧАСТЕЙ ГИДРОГЕНЕРАТОРОВ И СИНХРОННЫХ КОМПЕНСАТОРОВ

§ 5.1. ОСНОВНЫЕ ТРЕБОВАНИЯ К ГИДРОГЕНЕРАТОРАМ И СИНХРОННЫМ КОМПЕНСАТОРАМ

5.1.1. Номинальные данные. Проектирование гидрогенератора (ГГ) или синхронного компенсатора (СК) ведут на основании задания на проект, в котором указывают номинальные данные машины и дополнительные требования к моменту инерции, угонной скорости вращения, параметрам, системе возбуждения и охлаждения и др.

Номинальные данные ГГ или СК: полная (кажущаяся) мощность S_n ; линейное напряжение $U_{н.л.}$; коэффициент мощности $\cos \varphi_n$ (при перевозбуждении и токе, отстающем от напряжения); частота вращения n_n ; частота тока f ; число фаз статора m_1 (обычно $m_1 = 3$); соединение обмоток фаз Y .

Номинальные данные относятся (согласно ГОСТ 183 — 74 «Машины электрические», ГОСТ 5616 — 81 «Гидрогенераторы» и ГОСТ 609 — 75 «Синхронные компенсаторы») к работе при следующих условиях: высота установки над уровнем моря 1000 м; температура воды, поступающей в газоохладители, не выше $+28^\circ\text{C}$ для ГГ и 30°C для СК; температура охлаждающего газа перед входом в активную зону машины $+40^\circ\text{C}$ для ГГ с разомкнутой системой вентиляции и СК; $+35^\circ\text{C}$ для ГГ с замкнутой системой вентиляции.

Номинальный коэффициент мощности ГГ должен быть не более: 0,8 — при мощности $125\,000\text{ кВ} \cdot \text{А}$ и ниже; 0,85 — при мощности от $125\,000\text{ кВ} \cdot \text{А}$ до $360\,000\text{ кВ} \cdot \text{А}$; 0,9 — при мощности свыше $360\,000\text{ кВ} \cdot \text{А}$.

Дополнительные требования, которые должны быть учтены при проектировании машин, изложены в указанных ГОСТах или оговорены в проектом задании.

5.1.2. Повышенная частота вращения (см. 1.7). Повышение частоты вращения ГГ происходит при внезапном отключении нагруженной обмотки статора от сети. При этом исчезает электромагнитный момент, уравнивающий момент турбины, и частота вращения под действием избыточного момента возрастает до тех пор, пока система автоматического регулирования частоты вращения турбины не уменьшит избыточный момент до необходимого

значения, сократив поступление воды к рабочему колесу турбины. Момент инерции J вращающихся частей ГГ выбирается таким образом, чтобы при внезапном отключении от сети обмотки статора номинально нагруженного ГГ частота вращения увеличивалась не более чем на 30...40%.

ГГ должны выдерживать угонную частоту вращения n_{yt} , которую гидроагрегат может приобрести в случае отказа системы регулирования турбины. При n_{yt} напряжения материалов в роторе ГГ не должны превосходить 95% предела текучести, а деформация обода ротора и прогиб вала должны быть меньше размера воздушного зазора. Кратность угонной частоты вращения $k_{yt} = n_{yt}/n_n$ зависит от типа турбины. Тип турбины, приводящей во вращение заданный ГГ, можно определить с помощью рис. 5.1. После выбора типа турбины имеется возможность уточнить кратность ее угонной частоты вращения ($k_{yt} = 1,70...1,80$ для ковшовой турбины, $k_{yt} = 1,6...2,2$ для радиально-осевой турбины; $k_{yt} = 2,1$ для диагональной поворотно-лопастной турбины; $k_{yt} = 2,1...2,5$ для осевой поворотно-лопастной турбины).

Увеличение частоты вращения СК может происходить только при аварийном увеличении частоты сети, которое не может быть большим. Поэтому к СК предъявляют требование выдерживать без повреждений и остаточных деформаций в течение 2 мин повышенную частоту вращения $1,2n_n$.

5.1.3. Момент инерции вращающихся частей (см. 1.7). Момент инерции J вращающихся частей ГГ должен быть достаточным для получения приемлемого повышения частоты вращения при

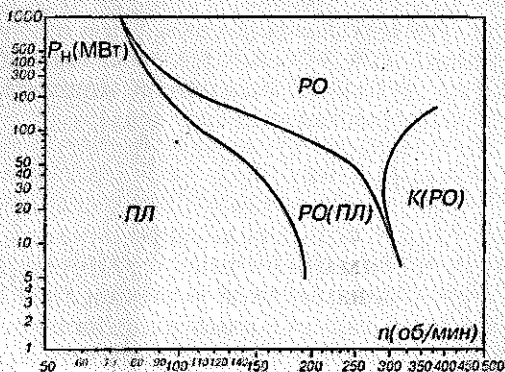


Рис. 5.1. Выбор типа приводного двигателя:

ПЛ — поворотно-лопастная турбина, РО — радиально-осевая турбина, К — ковшовая турбина; в скобках указан более редко применяемый в данной области тип турбины

полном сбросе номинальной нагрузки. Поэтому при выборе главных размеров ГГ нужно назначать их таким образом, чтобы момент инерции вращающихся частей был не менее требуемого по условиям повышения скорости вращения при сбросе нагрузки.

Необходимый момент инерции ($\text{кг} \cdot \text{м}^2$) в задании на проект не указан. Его можно выразить через минимально допустимую (по условиям повышения частоты вращения) постоянную инерции T_c (с)

$$J = T_r S_n / \Omega_n^2, \quad (5.1)$$

где S_n — номинальная полная мощность, В·А; $\Omega_n = 2\pi n_n$ — номинальная угловая скорость вращения, рад/с:

$$T_r = 2,78 \sqrt{S_n} \text{ с, где } S_n \text{ в МВ} \cdot \text{А.}$$

Момент инерции J ротора СК при выборе его размеров по условиям работы в номинальном режиме оказывается вполне достаточным для обеспечения его динамической устойчивости.

5.1.4. Параметры. В задании на проект указывают необходимые для нормальной эксплуатации ГГ или СК в электрической системе параметры обмотки статора.

1) Индуктивные сопротивления обмотки статора в стационарных симметричных режимах. Индуктивное сопротивление по продольной оси ГГ x_d выбирается исходя из обеспечения требуемого предела статической устойчивости (не ниже 1,7). Оно должно быть меньше значения, найденного из этого условия, $x_d < x_{d\max}$. Вместе с тем ГГ должен допускать работу на разомкнутую линию передачи, обладающую емкостным сопротивлением x_c . Для того чтобы при этом не произошло неуправляемое самовозбуждение ГГ, которое приводит к недопустимому повышению напряжения, сопротивление x_d должно превосходить сопротивление x_c : $x_d > x_c$.

В СК, который потребляет из сети незначительную активную мощность, статическая устойчивость обеспечивается при любом технически осуществимом значении x_d . Необходимость работы на разомкнутую линию передачи также отпадает. В связи с чем индуктивное сопротивление по продольной оси x_d (в относительных единицах) выбирают, исходя из требуемой реактивной мощности в режиме недовозбуждения Q_* (в относительных единицах),

$$x_d = 1/Q_*.$$

2) Индуктивные и активные сопротивления обмотки статора при переходных и несимметричных стационарных процессах. Для обеспечения динамической устойчивости ГГ или СК при внезапных коротких замыканиях и изменениях напряжения сети они должны обладать достаточно малыми сверхпереходными индуктивными сопротивлениями x_d'' и x_q'' .

Чем длиннее линия передачи, через которую гидроэлектростанция присоединяется к системе, и чем больше время отключений коротких замыканий, тем меньшими должны быть индуктивные сопротивления в установившемся и переходном процессах.

Чтобы увеличить статическую и динамическую устойчивость, применяют быстродействующие регуляторы возбуждения, увеличивают скорость нарастания и потолок возбуждения, уменьшают время отключений короткого замыкания, применяют электрическое и механическое торможение ротора генератора.

В задании может быть указана допустимая несимметрия нагрузки в виде отношения тока обратной последовательности к номинальному току $I_{2*} = I_2/I_n$ (обычно не более 0,10...0,15) и допустимое искажение симметрии напряжений, характеризуемое отношением напряжения обратной последовательности к номинальному напряжению $U_{2*} = U_2/U_n$ (не должно превышать 0,02...0,03). Для удержания несимметрии напряжений в указанных пределах индуктивное сопротивление обратной последовательности генератора выбирают тем меньшим, чем больше заданная несимметрия токов. Если индуктивное сопротивление x_{2*} не задано, его ориентировочно можно определить по формуле

$$x_{2*} = U_{2*}/I_{2*} \approx (0,02...0,03)I_{2*}.$$

Уменьшение сопротивлений x_2 , x'_d и x''_q достигают устройством в полюсных наконечниках машины полной демпферной обмотки с достаточно малым рассеянием. Стержни обмотки изготавливают из меди, а их сечение выбирают из условия получения допустимых температур демпферной обмотки и других частей машины при несимметричной нагрузке.

С целью уменьшения динамических перенапряжений при двухфазных коротких замыканиях явнополюсных синхронных машин, работающих на длинные линии электропередачи, необходимо, чтобы отношение сверхпереходных сопротивлений по продольной и поперечной осям машины было близко к единице: $x''_d/x''_q \approx 1$. Это выполнимо в машинах с полной демпферной обмоткой.

При выполнении полюсных наконечников (или полюсов) машины массивными из стальной поковки можно обойтись без демпферной обмотки, образованной из проводящих стержней и короткозамыкающих колец. Вполне приемлемые сверхпереходные сопротивления (x'_q , x'_d , r'_q , r'_d) и сопротивления обратной последовательности (x_2 , r_2) обеспечиваются в машине с массивными полюсами за счет естественных демпферных контуров, образуемых вихревыми токами в поверхностном слое полюсов. Чтобы увеличить эти токи и выравнять сопротивления x'_d и x'_q , торцевые поверхности массивных полюсных наконечников соединяют между собой электрически с помощью медных шин (сегментов) достаточного сечения.

5.1.5. Системы возбуждения. ГГ необходимо возбуждать от электромагнитного возбудителя переменного или постоянного тока, соединенного непосредственно с валом ГГ (прямая система возбуждения), или от системы самовозбуждения (см. гл. 2).

Питание обмотки возбуждения ГГ от возбудителя переменного тока, от обмотки статора ГГ или от вспомогательной обмотки на статоре ГГ осуществляется через управляемое выпрямительное устройство.

Для СК допускается применение любых систем возбуждения (в том числе косвенных, см. гл. 2).

Возбудитель должен обеспечивать возбуждение в режимах холостого хода, номинальном и при допустимых отклонениях напряжения, тока и частоты (см. далее). Применение реостатов в цепи возбуждения ГГ или СК не допускается. Кратность предельного установившегося напряжения возбудителя (потолок, см. гл. 2) должна быть не менее 1,8 для ГГ с электромагнитными возбудителями постоянного тока и не менее 2,0 для ГГ с другими системами возбуждения и для СК.

Возбудитель должен допускать двукратный (по отношению к номинальному току возбуждения) ток в течение не менее 50 с для ГГ с косвенным охлаждением (см. гл. 1) и СК (см. гл. 4) и 20 с для ГГ с непосредственным охлаждением (см. гл. 3).

Номинальная скорость нарастания напряжения возбудителя при форсировке возбуждения (см. гл. 2) должна быть: не менее 1,3 кратного номинального напряжения возбудителя в секунду для гидрогенераторов мощностью до 4000 кВ·А включительно; не менее 1,5 для ГГ мощностью более 4000 кВ·А; не менее 2,0 для СК.

Синусоидальность кривой напряжения. Форма кривой напряжения генератора характеризуется коэффициентом искажения синусоидальности, под которым понимают выраженное в процентах отношение квадратного корня из суммы квадратов амплитуд высших гармонических составляющих кривой напряжения к амплитуде ее основной гармонической. Для ГГ мощностью до 1000 кВ·А включительно этот коэффициент при холостом ходе и номинальном напряжении не должен превышать 10%, при большей мощности — 5%. Это требование к форме кривой напряжения учитывают в рекомендациях по выбору числа пазов на полюс и фазу q , сокращения шага обмотки, формы поверхности полюсного наконечника и размеров демпферной обмотки.

5.1.6. Кратковременные перегрузки по току. ГГ и СК должны без повреждений и остаточных деформаций выдерживать в нагретом состоянии следующие перегрузки по току: 1,5-кратный номинальный ток в течение 2 мин; ударный ток короткого замыкания из режима холостого хода с напряжением 105% от номинального.

Ударным током короткого замыкания называют наибольшее возможное при данном возбуждении синхронной машины мгновенное значение тока якоря, которое получается при внезапном коротком замыкании на всех ее линейных зажимах.

Кроме того, при кратковременной работе в несимметричных режимах ГГ по термической устойчивости ротора должны выдерживать следующие значения произведения квадрата тока обратной последовательности в относительных единицах на допустимое время работы в несимметричном режиме $I_2^2 t$: не более 40 с — при косвенном воздушном охлаждении обмоток и 20 с — при непосредственном водяном или форсированном воздушном охлаждении обмоток. Возможные перегрузки по току учитывают при выборе допустимой температуры для применяемой изоляции, при расчете крепления лобовых частей обмотки и выборе сверхпереходного индуктивного сопротивления якоря x_d'' , от которого зависит ударный ток короткого замыкания.

5.1.7. Отклонения от номинального режима работы. При изменении напряжения в пределах $\pm 5\%$ от номинальных значений ГГ и СК должны развивать номинальную мощность при номинальном коэффициенте мощности. Кроме того, они должны быть рассчитаны на продолжительную работу при повышении напряжения до 110% от номинального с ограниченной мощностью. Эти требования учтены в рекомендациях к выбору магнитных индукций в магнитопроводе машины. Индукции выбирают так, чтобы при напряжении 110% и несколько сниженном токе якоря сохранялся номинальный ток возбуждения. Для выполнения этих требований необходимо иметь небольшой запас в превышениях температур частей машин (5...10 °C). При этом особое внимание нужно обратить на конструктивные мероприятия, направленные на уменьшение потерь и снижение температуры торцевых частей (см. 1.5).

ГГ и СК должны допускать длительную несимметричную нагрузку, при которой токи в фазах не превышают номинальных, а разность токов в фазах составляет не более 20% от номинального тока фазы. В СК, рассчитанных на прямой пуск от сети, такой несимметричный режим всегда допустим. ГГ, рассчитанный на этот режим, должен быть снабжен полной продольно-поперечной демпферной обмоткой с достаточно большим сечением стержней (см. рекомендации в 6.5) или массивными полюсами.

Кроме того, ГГ и СК должны быть рассчитаны на работу в режиме недовозбуждения. Реактивная мощность, потребляемая из сети в этом режиме, лимитируется не только снижением предела статической устойчивости, но и увеличением добавочных потерь в торцевой зоне статора, которое может привести к недопустимому повышению температуры крайних пакетов и нажимных деталей сердечника статора.

Полная и реактивная мощности, которые может развивать ГГ (или СК) в этом режиме, указываются заводом-изготовителем. Эти мощности всегда несколько меньше, чем в режиме перевозбуждения.

При использовании специальных схем регулирования СК должны допускать работу в режиме недовозбуждения при «отрицательном токе» возбуждения с мощностью не менее $0,65S_n$.

5.1.8. Пуск синхронных компенсаторов. СК должны быть рассчитаны на асинхронный пуск от сети, с которой они синхронизируются. Напряжение на выводах машины при асинхронном пуске не должно превышать $0,6U_n$. В случае необходимости для ограничения напряжения предусматривается реактор.

В СК демпферная обмотка является одновременно и пусковой. Поэтому ее параметры и размеры выбирают, исходя из условий его асинхронного пуска (см. далее). Причем обмотка с такими параметрами достаточно хорошо выполняет свои функции в нормальных и аномальных синхронных режимах и при переходных процессах.

Вполне удовлетворительные пусковые характеристики удается получить и в СК с массивными полюсами на роторе, выпускаемых заводом УЭТМ.

§ 5.2. ВЫБОР ГЛАВНЫХ РАЗМЕРОВ

Главными размерами активных частей гидрогенератора или компенсатора называют внутренний диаметр D и длину l_1 магнитопровода статора (рис. 5.2). Главные размеры выбирают таким образом, чтобы машины удовлетворяли требованиям, сформулированным в задании на проектирование, а также стандартам, указанным в 5.1. Главные размеры машин зависят в основном от расчетной мощности машины S_p и частоты вращения. Расчетная мощность

$$S_p = 3E_{гн}I_n = k_E S_n, \quad (5.2)$$

где $E_{гн} = k_E U_n$ — ЭДС, индуцированная в фазе обмотки статора магнитным потоком взаимной индукции Φ_n при номинальной нагрузке; $I_n = S_n / (3U_n)$ — номинальный фазный ток.

В номинальном режиме работы ЭДС синхронной машины больше напряжения на ее зажимах ($k_E > 1$).

Коэффициент k_E , как это следует из диаграммы напряжений, зависит от индуктивного сопротивления рассеяния обмотки статора x_σ и заданного коэффициента мощности:

$$k_E = E_{гн} / U_n = \sqrt{1 + x_\sigma (2 \sin \varphi_n + x_\sigma)}. \quad (5.3)$$

Для ГГ при $\cos \varphi_n = 0,8$ ($\sin \varphi_n = 0,6$) и среднем значении $x_\sigma = 0,125$ коэффициент $k_E = 1,08$, для СК (при $\cos \varphi = 0$) $k_E \approx 1,13$. При других номинальных значениях коэффициента мощности коэффициент k_E можно рассчитать по (5.3) при $x_\sigma \approx 0,125$.

$$D^2 I_1 \Omega / S_p = 2 / (\pi \alpha_\delta k_B k_{w1} A B_{\delta n}) = C_A, \quad (5.6)$$

где $\Omega = 2\pi n$ — угловая скорость вращения, рад/с; n — частота вращения, 1/с.

Величину C_A ($\text{м}^3/\text{Дж}$) называют *машинной постоянной*, поскольку при постоянных электромагнитных нагрузках A и $B_{\delta n}$ она не изменяется.

Допустимые электромагнитные нагрузки зависят от способа охлаждения машины и от размеров полюсного деления.

С ростом полюсного деления индукцию и линейную нагрузку можно увеличить при сохранении температур активных частей на допустимом уровне. Эта возможность появляется благодаря росту окружной скорости ротора и скорости движения воздуха, охлаждающего активные части машины (с увеличением последней повышается коэффициент теплопередачи от охлаждаемых поверхностей к воздуху).

5.2.1. Выбор главных размеров гидрогенераторов. При выборе главных размеров ГГ исходя из заданной номинальной мощности и частоты вращения приходится дополнительно учитывать, что гидрогенератор должен обладать достаточно большим моментом инерции ротора и выдерживать без повреждений центробежные силы, возникающие при вращении с угонной частотой $n_{\text{г}}$.

По заданной частоте вращения n (1/с) и частоте тока f (1/с) нетрудно определить угловую скорость вращения ротора (рад/с)

$$\Omega_n = 2\pi n \quad (5.7)$$

и число периодов поля машины (число пар полюсов)

$$p = f/n_n. \quad (5.8)$$

Ориентировочное значение полюсного деления τ , необходимое для выбора электромагнитных нагрузок, можно оценить по номинальной мощности, приходящейся на один полюс $S_n/(2p)$. Для этого следует воспользоваться табл. 5.1, из которой видно, что полюсное деление при заданном $S_n/(2p)$ получается тем меньшим, чем интенсивнее охлаждение ГГ.

Рекомендуемые для ГГ с косвенным воздушным охлаждением электромагнитные нагрузки A и $B_{\delta n}$ и коэффициент полюсной дуги α приводятся в табл. 5.2. Там же указывается ориентировочное значение произведения коэффициентов $k_{w1} k_B \alpha_\delta$, которое необходимо для расчета постоянной C_A по (5.6). Обмоточный коэффициент принят $k_{w1} = 0,915$ для обмоток с шагом $y = 0,83\tau$. Коэффициенты k_B и α_δ определены с учетом влияния зубчатости и насыщения магнитопровода статора (см. § 6.6). При рекомендованных в табл.

5.2 электромагнитных нагрузках и размерах полюсной дуги гидрогенератор имеет переходное индуктивное сопротивление $x'_d=0,3$. Если задано иное значение x'_d , то линейная нагрузка A должна быть изменена пропорционально $\sqrt{x'_d/0,3}$.

Таблица 5.1

$\tau, \text{ м}$	Мощность на одно полюсное деление при различных способах охлаждения гидрогенераторов $S_{\text{п}}/(2p), \text{ кВт} \cdot \text{А}$		
	косвенном воздушном	воздушном непосредственном обмотки ротора, водяном непосредственном обмотки статора	водяном непосредственном обмотки статора, ротора и магнитопровода
0,20	20	—	—
0,30	100	—	—
0,40	300	600	720
0,50	800	1 600	1 900
0,60	1 600	3 200	3 800
0,70	3 200	6 400	7 700
0,80	5 500	11 000	13 000

Для ГГ со смешанным непосредственным охлаждением (водяным охлаждением обмотки статора и воздушным охлаждением обмотки ротора и магнитопровода статора) линейная нагрузка может быть увеличена в 1,8 раза и индукция в 1,1 раза по сравнению со значениями, указанными в табл. 5.2.

Для ГГ с полным непосредственным водяным охлаждением (НВО) обмоток и магнитопровода статора линейную нагрузку можно увеличить в 2,0 раза, а индукцию — в 1,2 раза по сравнению со значениями, указанными в табл. 5.2.

Таблица 5.2

$\tau, \text{ м}$	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7 и более
$A \cdot 10^{-2}, \text{ А/м}$	450	500	540	575	610	650 ÷ 670
$B_{\text{дн}}, \text{ Тл}$	0,690	0,725	0,750	0,7700	0,7800	0,7900 ÷ 0,8000
$\alpha = bp/\tau$	0,66	0,69		0,72		0,75
$\alpha_E k_E k_{w1}$	0,711	0,729		0,744		0,758

Рассчитав постоянную C_d и определив коэффициент k_E по (5.3), можно найти расчетную мощность по (5.2) и необходимый «объем» машины $D^2 l_1$ из (5.6). Диаметр и длина магнитопровода должны быть выбраны так, чтобы $D^2 l_1 = C_d S_{\text{п}} k_E / \Omega$.

При выборе диаметра D и длины l_1 , удовлетворяющих (5.6), исходят из следующих соображений.

Во-первых, D и l_1 должны быть выбраны таким образом, чтобы момент инерции вращающихся частей агрегата J был не меньше

требуемого. Имея в виду, что момент инерции рабочего колеса турбины невелик, требуемый момент инерции ротора J_p можно определить по (5.1), не учитывая различия между J и J_p и задавшись рекомендуемым значением постоянной инерции T_J .

Момент инерции ротора ГГ или СК связан с главными размерами D (м) и l_1 (м) эмпирической формулой (кг·м²):

$$J_p = 825 D^4 l_1 \varphi_J, \quad (5.9)$$

где φ_J — коэффициент, зависящий от конструкции ротора и числа периодов поля.

При $p < 12$ в ГГ или СК, обод ротора которых насажен непосредственно на вал, $\varphi_J = 0,75$. При $p > 12$, когда обод ротора укреплен на спицевом остоге,

$$\varphi_J = 0,95 - 0,21 \sqrt{p/(k_2 \pi) - 2},$$

где

$$k_2 = (h_p + h_m + h_{az})/\tau \approx 1,75.$$

Решая (5.6) и (5.9) совместно, найдем, что внутренний диаметр сердечника статора ГГ D должен быть больше минимально необходимого диаметра

$$D_{\min} = 0,035 \sqrt{J_p \Omega_n / (\varphi_J k_E S_n C_A)}, \quad (5.10)$$

при котором обеспечивается требуемый момент инерции ротора.

Во-вторых, диаметр D должен быть меньше диаметра $D_{\max}$, при котором угонная окружная скорость на наружной поверхности ротора v_{yr} равна предельному значению $v_{\max}$, при котором механические напряжения в ободе и хвостах полюсов находятся в допустимых пределах

$$v_{yr} = \pi D_{\max} n_{yr} = \pi D_{\max} k_{yr} n_n = v_{\max}, \quad (5.11)$$

где $v_{\max} = 120$ м/с — при набранном из сегментов ободе ($D > 5$ м и $p > 12$), $v_{\max} = 145$ м/с — при использовании для изготовления обода сегментов из легированных сталей ($D > 5$ и $p > 12$), $v_{\max} = 170$ м/с — при ковном или собранном из целых дисков ободе ($p = 6 \dots 12$).

Из (5.11) следует, что

$$D_{\max} = v_{\max} / (\pi k_{yr} n_n). \quad (5.12)$$

Наконец, в-третьих, следует по возможности стремиться к тому, чтобы при выбранных D и l_1 ГГ обладал оптимальными экономи-

ческими показателями, которые наблюдаются при относительной длине магнитопровода

$$\lambda_l = l_1/\tau = \lambda_0 \approx 2,6, \quad (5.13)$$

где $\tau = \pi D/(2p)$. Рассматривая (5.13) совместно с (5.6), найдем, что оптимальные экономические показатели соответствуют диаметру (m)

$$D_0 = \sqrt[3]{4fC_A S_n k_E / (\lambda \Omega^2)}, \quad (5.14)$$

где $\lambda_l = \lambda_0 = 2,6$.

После определения диаметров $D_{\min}$, $D_{\max}$, D_0 можно приступить к окончательному выбору диаметра D , который должен как можно меньше отличаться от D_0 и удовлетворять неравенству

$$D_{\max} > D > D_{\min}.$$

Если окажется, что $D_0 > D_{\max}$, то следует принять $D = D_{\max}$, если окажется, что $D_{\max} > D_0 > D_{\min}$, то следует принять $D = D_0$.

Длину магнитопровода определяют при окончательно выбранном диаметре D .

И наконец, если окажется, что $D_0 < D_{\min}$, то следует принять $D = D_{\min}$.

Длину магнитопровода определяют при окончательно выбранном диаметре D :

$$l_1 = C_A S_n k_E / (\Omega D^2). \quad (5.15)$$

Полосное деление при этом диаметре (m)

$$\tau = \pi D/(2p) \quad (5.16)$$

может незначительно отличаться от того, которым мы предварительно задались по табл. 5.1.

Для дополнительной проверки правильности выбора главных размеров определяется отношение $\lambda_l = l_1/\tau$, которое должно быть 1,5...4,0.

5.2.2. Выбор главных размеров синхронных компенсаторов. Главные размеры СК зависят от заданной полной мощности S_n , которую он развивает в номинальном режиме при перевозбуждении, от выбранной частоты вращения n_n и способа охлаждения. Выбор оптимальных частоты вращения и способа охлаждения представляет собой сложную технико-экономическую задачу, которая была решена при составлении стандарта на СК. Теперь при их выборе можно руководствоваться рекомендациями ГОСТ 609 — 75 (см. § 5.1) или данными табл. 5.3.

Табл. 5.3 составлена применительно к СК с массивными полюсами на роторе, сконструированными на заводе УЭТМ. Для получения достаточно большого пускового момента (порядка 0,15...0,3 базисного) торцевые поверхности наконечников полюсов компенсаторов соединены электрически с помощью медных сегментов и межполюсных перемычек. Обмотка статора СК стержневая петлевая двухслойная с термореактивной изоляцией монолит класса F, представляющая собой непрерывную изоляцию из стеклослюдяниновой ленты, пропитанную эпоксидным компаундом горячего отверждения.

Данные таблицы относятся к СК, имеющим косвенное охлаждение обмотки статора и косвенное форсированное охлаждение обмотки возбуждения (между обмоткой возбуждения и сердечником полюса имеется канал, к которому подводится охлажденный газ). Более подробно конструкция СК завода УЭТМ описана в гл. 4.

Таблица 5.3

S_n , МВ · А	10	16	25	32	50	100	160
n_n , об/мин	1000				750		
$U_{н.л.}$, кВ	6,3		10,5		10,5		15,75
Охлаждение	Воздушное				Водородное		
Избыточное давление, МПа	—				0,1	0,2	
$A \cdot 10^{-2}$, А/м	570	600	620	650	900	1000	1100
$B_{дн}$, Тл	0,8				0,820		
$\lambda_l = l_l / \tau$	1,3	1,4	1,5	1,6	1,3	2,5	3,6
$\alpha = b_p / \tau$	0,69				0,69		0,72
$\alpha_{\delta} k_B k_{w1}$	0,77				0,78		0,80

Взяв из табл. 5.3 рекомендуемые значения линейной нагрузки A , максимальной индукции $B_{\text{дн}}$, произведения расчетных коэффициентов $\alpha_{\delta} k_B k_w$ и относительной длины магнитопровода $\lambda_l = l_l / \tau$, можно рассчитать по (5.6) постоянную C_A и затем однозначно определить внутренний диаметр магнитопровода статора по (5.14).

При найденном диаметре и повышенной частоте вращения окружная скорость на наружной поверхности ротора $v_{\text{рт}} = \pi D n_{\text{к.рт}}$ не должна превосходить предельного значения v_{max} , допустимого для остова, набранного из целых дисков при $p = 3 \dots 4$. Предельная окружная скорость $v_{\text{max}} = 125 \text{ м/с}$. Для СК (см. 5.1) коэффициент угонной скорости принимают $k_{\text{г}} = 1,2$.

Убедившись, что при выбранном диаметре может быть обеспечена достаточная прочность ротора, можно определить полюсное деление и длину магнитопровода статора:

$$\tau = \pi D / (2p); l_1 = \lambda \tau. \quad (5.17)$$

Момент инерции ротора, необходимый для расчета асинхронного пуска СК, рассчитывают по (5.8) или более точно по формулам, приведенным в гл. 7.

ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫЙ РАСЧЕТ

§ 6.1. ВЫБОР ТИПА ОБМОТКИ И ЧИСЛА ПАЗОВ СТАТОРА

На статоре явнополюсной машины располагают трехфазную симметричную обмотку с числом фаз $m_1=3$, состоящую из трех идентичных обмоток фаз, которые сопрягаются обычно в звезду (при соединении в треугольник в его контуре циркулируют токи тройной частоты, индуцируемые третьей гармонической синхронного поля). Обмотки фаз взаимно смещены на угол $360/m_1$ эл. град. Обмотка фаз образуется из отдельных катушек и катушечных групп, которые соединяют либо последовательно, либо параллельно, либо последовательно-параллельно, но так, чтобы протекающий по обмотке ток создавал магнитное поле с заданным числом p периодов.

Многофазная обмотка переменного тока характеризуется: числом пар полюсов p , на которое она выполнена; числом фаз m ; числом пазов на полюс и фазу $q=Z/(2pm)$, где Z — число пазов сердечника; шагом катушки (обмотки) y ; числом a параллельных ветвей фазы; числом последовательно включенных витков w в параллельной ветви; сопряжением фаз.

В ГГ и СК применяют почти исключительно *двухслойные обмотки* (рис. 6.1). Главные преимущества двухслойной обмотки перед однослойной заключаются в возможности улучшения формы поля обмотки укорочением шага.

Наибольшее распространение получили *целые обмотки*, имеющие целое число пазов на полюс и фазу q .

Дробные обмотки, имеющие дробное число q , применяют преимущественно в многополюсных ГГ.

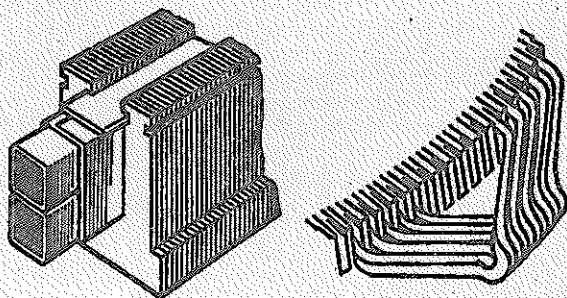


Рис. 6.1. Двухслойная обмотка

В зависимости от формы катушек различают *петлевые* и *волновые обмотки*, получившие свои названия в связи с тем, что при обходе фазы петлевой обмотки совершается петлеобразное движение, при обходе фазы волновой обмотки — волнообразное движение (см. далее).

В крупных синхронных машинах применяются *катушечные* или *стержневые обмотки*: катушечные образуются из заранее отформованных (до укладки в пазы) катушек, состоящих из нескольких витков (рис. 6.2, б); стержневые — из заранее отформованных стержней (полукатушек, рис. 6.2, а). После соединения двух стержней получается одновитковая катушка.

В машинах с фазным током $I_n \geq 900 \dots 1000$ А, особенно при напряжениях $U_{н.л} \geq 6000$ В, следует применять двухслойные стержневые обмотки, имеющие весьма надежную витковую изоляцию. Двухслойные катушечные петлевые обмотки применяют при меньших фазных токах.

При числе пазов на полюс и фазу $q=3$ и более обмотки обычно выполняют с *целым* числом пазов на полюс и фазу; при меньшем q — с *дробным* числом пазов на полюс и фазу.

Волновые двухслойные стержневые обмотки (обычно с дробным числом пазов на полюс и фазу) применяют главным образом в мощных многополюсных ГГ (при $p \geq 15$, $n \leq 200$ об/мин), где они оказываются выгоднее петлевых обмоток за счет уменьшения количества и длины соединений. Петлевые обмотки с дробным или целым числом пазов на полюс и фазу применяют в ГГ при $p < 15$ и $n > 200$ об/мин и в компенсаторах.

Расчет обмотки можно начать с ориентировочного определения числа последовательных витков фазы

$$w_1 = k_E U_n / (4\alpha_\delta k_B k_w f \tau_l B_{\delta n}), \quad (6.1)$$

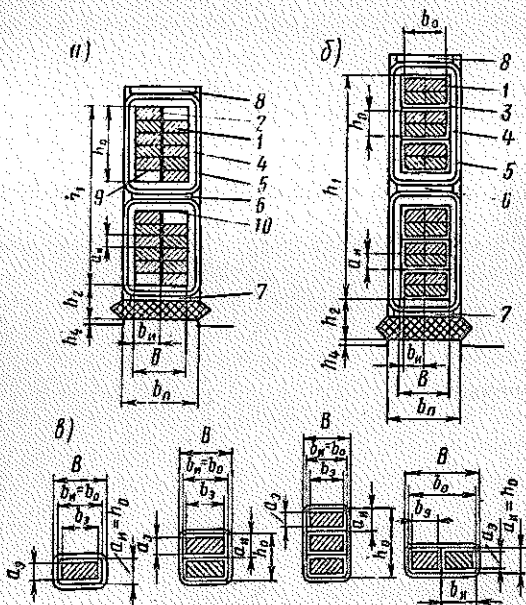


Рис. 6.2. Пазы обмотки статора гидрогенератора:

а — разрез паза двухслойной стержневой обмотки; б — разрез паза двухслойной катушечной обмотки с шестью эффективными проводниками в пазу; в — варианты конструкции эффективного провода обмотки

где α_s , k_B , k_{w1} и $B_{\text{оп}}$ — выбирают по табл. 5.2 и 5.3; k_E — рассчитывают по (5.3) или принимают равным 1,08 для ГТ при $\cos \varphi = 0,8$ и 1,13 для СК.

В дальнейшем при выборе благоприятного числа пазов статора Z_1 число витков w_1 можно несколько изменить.

Число пазов Z_1 связано, с одной стороны, с числами витков w_1 , эффективных проводов в пазу $u_{\text{п1}}$ и параллельных ветвей a_1 и, с другой стороны, с числами пазов на полюс и фазу q_1 и полюсов p :

$$Z_1 = 6(a_1/u_{\text{п1}})w_1 = 6pq_1. \quad (6.2)$$

Выбор a_1 , $u_{\text{п1}}$ и q_1 необходимо взаимно увязывать.

Выбор числа эффективных проводов в пазу $u_{\text{п1}}$. Выбирая число эффективных проводов в пазу $u_{\text{п1}}$, нужно иметь в виду, что в стержневой двухслойной обмотке $u_{\text{п1}} = 2$. В катушечной петлевой обмотке $u_{\text{п1}}$ — четное число, большее чем 2. При выборе $u_{\text{п1}}$ в катушечной петлевой обмотки нужно учитывать, что эффективный провод может состоять из 1, 2, 4 элементарных проводников (рис. 6.2, б, в) с сечением до 18 мм². При средней плотности тока 3,25 А/мм² ток эффективного провода катушечной обмотки равен примерно 60; 120 или 240 А. Поэтому $u_{\text{п1}}$ в катушечной обмотке может быть выбрано из следующих чисел, округленных до четных целых чисел

$$u_{\text{п1}} = (I_{\text{пmax}} \text{ или } I_{\text{пmin}})/(60; 120 \text{ или } 240). \quad (6.3)$$

Выбор числа параллельных ветвей обмотки a_1 . Поскольку ток паза

$$I_{\text{п}} = I_{\text{н}} u_{\text{п1}} / a_1, \quad (6.4)$$

при выборе числа параллельных ветвей a_1 следует исходить из неравенства

$$a_{\text{max}} = u_{\text{п1}} I_{\text{н}} / I_{\text{пmin}} > a_1 > a_{\text{min}} = u_{\text{п1}} \dot{I}_{\text{н}} / I_{\text{пmax}}, \quad (6.5)$$

где $I_{\text{пmax}}$ и $I_{\text{пmin}}$ — максимальный и минимальный токи паза, рекомендуемые в табл. 6.1.

В ГТ с полным водяным охлаждением ток паза можно увеличить в 2 раза по сравнению со значениями, приведенными в табл. 6.1, в ГТ со смешанным внутренним охлаждением — в 1,8 раза, в мощных ГТ ток паза может достигать 10 — 12 тыс. ампер.

Число a_1 должно быть непременно целым. Если в диапазоне между a_{max} и a_{min} такое число a_1 не удастся найти, то можно прибегнуть к корректировке номинального напряжения машины, заменив его одним из ближайших гостированных напряжений (на-

пример, вместо напряжения 10,5 кВ принять напряжение 6,3 кВ или 13,8 кВ). Разумеется, после выбора нового номинального напряжения нужно скорректировать I_n , w_1 , $I_{n\max}$ и $I_{n\min}$.

Выбранное a_1 должно удовлетворять условию

$$a_1 = 2p/k, \quad (6.6)$$

где k — целое число.

После выбора $u_{\text{пл}}$ и a_1 окончательно установленный ток паза

$$I_n = I_n u_{\text{пл}} / a_1 \quad (6.7)$$

должен лежать в рекомендуемых пределах $I_{n\max} > I_n > I_{n\min}$.

Выбор числа пазов на полюс и фазу q_1 . Как вытекает из уравнения (6.2), в котором w_1 определено по (6.1), число пазов на полюс и фазу ориентировочно равно

$$q_1 = a_1 w_1 / (p u_{\text{пл}}). \quad (6.8)$$

Если число $q_1 \geq 4$ и если q_1 отличается от ближайшего целого числа b не более чем на 5...7%, то q_1 можно округлить до целого $q_1 = b$.

Таблица 6.1

$U_{\text{пл}}, \text{кВ}$	Ток I_n (кА) для τ (м)			
	0,20	0,30	0,40	0,50
3,15	1,2—1,9	1,3—2,1	—	—
6,3	1,6—2,3	1,7—2,5	1,9—2,7	2,0—3,0
10,5	—	2,5—3,0	2,7—3,3	2,9—3,5
13,8	—	—	3,1—3,6	3,3—3,9
15,7	—	—	3,4—3,9	3,6—4,2

$U_{\text{пл}}, \text{кВ}$	Ток I_n (кА) для τ (м)				
	0,60	0,70	0,80	0,90	1,0
3,15	—	—	—	—	—
6,3	2,1—3,1	2,2—3,2	2,3—3,3	—	—
10,5	3,1—3,7	3,3—3,9	3,4—4,0	3,6—4,7	3,8—5,2
13,8	3,5—4,1	3,8—4,3	3,9—4,5	4,1—5,0	4,3—5,5
15,7	3,8—4,4	4,0—4,7	4,1—4,8	4,3—5,3	4,5—5,8

Если число $q_1 < 4$, то его выбирают дробным, состоящим из целого числа b и правильной несократимой дроби c/d , т. е.

$$q_1 = b + c/d. \quad (6.9)$$

Причем знаменатель дробности d не должен быть кратен числу фаз

$$d \neq 3k,$$

где k — целое число, и должен быть увязан с выбранным значением a_1 таким образом, чтобы

$$d = 2p / (ka_1),$$

где k — целое число.

При выборе благоприятного значения $q_1 = b + c/d$, увязанного с числами эффективных проводников в пазу $u_{\pi 1}$, параллельных ветвей a_1 и с рекомендуемым током в пазу, возможно некоторое изменение числа витков фазы, не превышающее $\pm 5\%$.

После выбора a_1 , $u_{\pi 1}$ и q_1 определяют число последовательных витков фазы статора и число пазов:

$$w_1 = q_1 u_{\pi 1} p / a_1, \quad (6.10)$$

$$Z_1 = 6p q_1 = (6p/d)(bd + c). \quad (6.11)$$

Выбор числа сегментов сердечника статора, уточнение обмоточных данных и главных размеров. Магнитопровод статора явнополюсной машины при $\tau \geq 0,20$ м и $p \geq 6$ имеет внешний диаметр

$$D_a \approx D + \tau > 0,99 \text{ м.} \quad (6.12)$$

При таких размерах он не может быть набран из целых кольцеобразных пластин, выштампованных из стандартных листов электротехнической стали, и его собирают из сегментов (см. § 1.5 и рис. 6.3, б, в). На один сегмент приходится целое число пазовых делений Z_c . Возможное число пазовых делений в сегменте

$$Z_c = 7 \dots 15. \quad (6.13)$$

В одном слое магнитопровода статора должно укладываться целое число (k) сегментов

$$Z_1 / Z_c = k. \quad (6.14)$$

В зависимости от диаметра, условий сохранения достаточной жесткости одной части и возможности перевозки по железной дороге статор может быть неразъемным ($c_c = 1$) или разъемным на $c_c = 2, 4, 6$ или 8 частей:

D , м	до 3,0	от 3,0 до 6,5	больше 6,5
c_c	1	2, 4, 6	4, 6, 8

Стык между соседними сегментами проходит обычно через середину паза (§ 1.5). При четном числе пазов в сегменте (рис. 6.3, б)

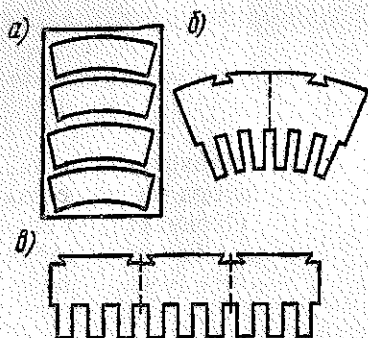


Рис. 6.3. Раскрой листа электротехнической стали при штамповке сегментов

каждый следующий слой сегментов смещается на $1/2$ сегмента, а дополнительные сегменты, примыкающие к стыку, образуются разрезанием основного сегмента на две одинаковые части по оси среднего паза сегмента. Поэтому при четном числе пазов в сегменте Z_c число сегментов в каждой части статора равно или целому числу k или целому числу с половиной:

$$Z_1/(Z_c c_c) = k \text{ или}$$

$$Z_1/(Z_c c_c) = k + 1/2. \quad (6.15)$$

При нечетном числе пазов в сегменте (рис. 6.3, в) дополнительный сегмент нельзя образовать разрезанием основного сегмента на две одинаковые части, так как в этом случае разрез пройдет по оси зубца. Обычно нечетное число пазов в сегменте принимают кратным трем. Дополнительные сегменты составляют $1/3$ и $2/3$ части сегмента, и каждый следующий слой смещается на $1/3$ сегмента по отношению к предыдущему слою. Неодинаковые дополнительные сегменты можно полностью использовать только при целом числе сегментов в каждой из частей статора. Поэтому при нечетном числе пазов в сегменте Z_c число сегментов в каждой части статора равно целому числу:

$$Z_1/(Z_c c_c) = k. \quad (6.16)$$

Число пазов в сегменте Z_c выбирают так, чтобы получить наиболее выгодный раскрой стандартных листов электротехнической стали, из которых штампуют сегменты (рис. 6.3, а).

Если большая хорда сегмента

$$H_c = D_a \sin(\pi Z_c / Z_1) \approx D_a (\pi Z_c / Z_1) \quad (6.17)$$

меньше ширины или половины ширины листа на величину припуска на штамповку (5...10 мм), то деление на сегменты может считаться удовлетворительным (рис. 6.3, а).

Для магнитопроводов гидрогенераторов и компенсаторов применяются тонколистовые электротехнические стали толщиной 0,5 мм, горячекатаные марок 1512 и 1513 (по ГОСТ 21427.3—75) и холоднокатаные анизотропные марки 3413 (по ГОСТ 21427.1—75). Холоднокатаная сталь 3413 поставляется в рулонах или резаных листах шириной 36; 40; 46,5; 50; 75; 86 см; горячекатаные стали в листах шириной 50; 53; 60; 67; 70; 75; 80; 86; 100 см.

Поэтому большая хорда сегмента H_c из холоднокатаной стали должна быть на величину припуска на штамповку меньше следующих значений: 36; 40; 46,5; 50; 75; 86 см. Для сегментов из горячекатаной стали эти значения равны: 37,5; 40; 43; 50; 53; 60; 67; 70; 75; 86; 100 см.

Для выбора наилучшего варианта следует составить табл. 6.2 возможных сочетаний чисел пазов и деления статора на сегменты в соответствии с условиями (6.13), (6.14), (6.15). Окончательно следует выбрать тот вариант Z_1 , c_c и Z_c , в котором большая хорда сегмента наилучшим образом удовлетворяет рекомендуемым значениям H_c .

Выбранный вариант Z_1 и соответствующие ему числа пазов на полюс и фазу q_1 , параллельных ветвей a_1 , эффективных проводов в пазу u_{c1} и витков фазы w_1 [по (6.10), (6.11)] можно окончательно принять для дальнейшего расчета.

Таблица 6.2

z_1	A_1				A_2			
Разложение на простые множители	$A_1 = a_{11}a_{12}a_{13}$				$A_2 = a_{21}a_{22}a_{23}$			
Число частей статора (см. с. 154)	c_{11}		c_{12}		c_{21}		c_{22}	
Число пазов в сегменте	Z_{c11}	Z_{c12}	Z_{c13}	Z_{c14}	Z_{c21}	Z_{c22}	Z_{c23}	Z_{c24}
Большая хорда сегмента	H_{c11}	H_{c12}	H_{c13}	H_{c14}	H_{c21}	H_{c22}	H_{c23}	H_{c24}

Шаг обмотки y , равный целому числу пазовых делений, выбирают таким образом, чтобы обмоточные коэффициенты для 5-й и 7-й гармонических составляющих напряжения были возможно меньшими

$$y \approx 0,83\tau, \quad (6.18)$$

где $\tau = Z_1/(2p)$ — полюсное деление в пазовых делениях.

Обмоточный коэффициент

$$k_{w1} = k_p k_{y1}, \quad (6.19)$$

где k_{y1} — коэффициент укорочения:

$$k_{y1} = \sin \frac{y\pi}{2\tau};$$

$$k_{p1} = \frac{\sin(\pi/6)}{q_1 \sin(\pi/(6q_1))} \text{ при целом } q_1,$$

$$k_{p1} = \frac{\sin(\pi/6)}{(bd+c) \sin(\pi/(6(bd+c)))}$$

при дробном $q_1 = (bd+c)/d$.

Индукция в воздушном зазоре при номинальной нагрузке (во втором приближении)

$$B_{\text{дн}} = \frac{k_E U_n}{4\alpha_B k_B k_{w1} f t l_1 w_1}, \quad (6.20)$$

где $\alpha_B k_B k_{w1}$ — по табл. 5.2.

Линейная нагрузка (окончательно) (А/м)

$$A = 6w_1 I_n / (\pi D). \quad (6.21)$$

§ 6.2. СОСТАВЛЕНИЕ СХЕМЫ ОБМОТКИ СТАТОРА

Схему обмотки составляют в соответствии с обмоточными данными, выбранными в § 6.1. Независимо от того, сколько витков имеется в катушке обмотки, на схеме катушки условно изображают одновитковыми (как в стержневой обмотке). Подход к составлению схемы зависит от выбранного типа обмотки.

Двухслойная петлевая обмотка с целым числом пазов на полюс и фазу q . Каждая фаза обмотки образуется из $2p$ одинаковых катушечных групп; в группу входят q катушек (рис. 6.4). Катушки всех фаз имеют одинаковые форму и размеры. Полное число катушек обмотки будет $Z = 2p q m$ (m — число фаз).

Катушки катушечной группы включают согласно друг с другом. Соседние катушечные группы фазы включают в схему обмотки встречно, т. е. так, чтобы ток в соседних катушечных группах протекал в противоположных направлениях (если смотреть по схеме обмотки, то направление тока в соседних катушечных группах фазы чередуется: по часовой стрелке — против часовой стрелки — по часовой стрелке и т. д.).

На полюсном делении стержни одной фазы занимают в каждом пазовом слое (верхнем или нижнем) по q соседних пазов, составляющих фазную зону обмотки. Соседние фазные зоны фазы обмотки в каждом слое взаимно смещены на τ . Фазная зона одного пазового слоя обмотки смещена относительно ближайшей одноименной фазной зоны другого слоя на величину укорочения шага τ — y .

Схема обмотки может быть составлена на основе звезды векторов пазовых ЭДС или звезды векторов катушечных ЭДС. Будем нумеровать катушки трехфазной обмотки (рис. 6.4, а) номерами пазов, в которых расположены левые катушечные стороны. В соседних катушках ЭДС взаимно сдвинуты по фазе на угол $\alpha = 360p/Z =$

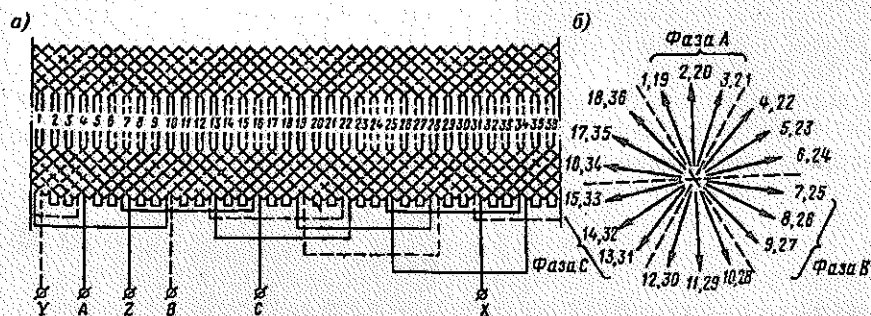


Рис. 6.4. Схема двухслойной петлевой обмотки с целым числом пазов на полюс и фазу ($Z=36$, $2p=4$, $m=3$, $q=3$)

$=360 \cdot 2/36=20^\circ$. На рис. 6.4, б построена звезда векторов катушечных ЭДС. Рядом с каждым вектором указан номер катушки, которой он соответствует. Начало нумерации катушек выбирают произвольно. После обхода катушек, расположенных на двух полюсных делениях, т. е. в пределах полного электрического угла 360 эл. град., звезду векторов катушечных ЭДС при целом числе q повторяют (векторы 19...36 накладываются последовательно на векторы 1...18). Чтобы ЭДС обмотки фазы была наибольшей, в нее следует включить катушки, геометрическая сумма ЭДС которых максимальна. В соответствии с этим для распределения катушек по фазам надо разделить звезду векторов катушечных ЭДС на шесть равновеликих секторов по 60 эл. град. и отнести к каждой фазе катушки, векторы ЭДС которых расположены в противоположных секторах звезды. При этом катушки, векторы ЭДС которых находятся в противоположных секторах звезды, должны быть включены встречно. Такое включение соответствует повороту векторов ЭДС катушек на 180 эл. град. При встречном включении катушек, соответствующих векторам, например нечетных секторов звезды, взаимный сдвиг между ЭДС обмоток фаз получается равным 120 эл. град.

Соседние катушечные зоны фазы взаимно сдвинуты в магнитном поле основной гармонической составляющей на 180 эл. град. и поэтому включаются встречно.

При последовательном включении всех катушечных групп (как на рис. 6.4) фаза состоит из одной параллельной ветви ($a=1$). Максимально возможное число параллельных ветвей равно числу катушечных групп фазы ($a_{\max}=2p$). При числе $2p \geq 4$ возможно последовательно-параллельное включение катушечных групп.

Двухслойная петлевая обмотка с дробным числом пазов на полюс и фазу q . Полное число катушек обмотки $Z=2pqt$. Все катушки имеют одинаковые размеры.

Дробное число q можно представить в виде $q = b + c/d$, где b — целое число; c/d — правильная несократимая дробь. При $b \geq 1$ (обычно применяют только такие обмотки) каждая фаза, как и в случае целого числа q , содержит $2p$ катушечных групп. Полное число катушек в фазе $2pq$.

Число d , называемое *знаменателем дробности*, равно числу полюсных делений, на протяжении которых располагается повторяющаяся по своей структуре часть обмотки. При четном числе d обмотка состоит из $2p/d$, а при нечетном числе d — из p/d одинаковых частей, повторяющихся по своему расположению в магнитном поле основной гармонической составляющей. Такую повторяющуюся часть обмотки называют *первоначальной обмоткой*. Первоначальная обмотка размещается в $Z' = Z/t$ пазах и ей соответствуют $p' = p/t$ пар полюсов, где t — общий наибольший делитель числа Z и p . При больших Z , когда $t > 1$, можно ограничиться составлением схемы первоначальной обмотки.

Особенность обмоток с дробным числом q заключается в том, что они состоят из катушечных групп с различным числом катушек: в «малых» группах по b катушек, в «больших» по $b+1$ катушек. Эти группы чередуются в определенном порядке в зависимости от дробной части числа q . Знаменатель дробности d равен числу катушечных групп всех фаз обмотки, через которое повторяется чередование малых и больших групп. В одном чередовании обмотки из d катушечных групп имеется ($d - c$) малых и c больших групп. Каждому полюсному делению соответствует одна катушечная группа фазы (при $q > 1$). Полное число катушечных групп трехфазной обмотки равно $6p$. Число чередований всей обмотки $6p/d$.

Условия симметрии обмотки: 1) $2p/d$ равно целому числу; 2) d/m равно дробному числу (знаменатель дробности d не должен быть кратен числу фаз).

Максимальное число параллельных ветвей обмотки фазы $a_{\max} = 2p/d$. Любое возможное меньшее число параллельных ветвей a определяется из условия: $2p/(ad)$ равно целому числу.

Схема обмотки может быть составлена, как и схема обмотки с целым числом q , при помощи звезды векторов катушечных ЭДС. На рис. 6.5, б построена звезда векторов катушечных ЭДС трехфазной обмотки по рис. 6.5, а.

ЭДС соседних катушек (например, 1 и 2) взаимно сдвинуты по фазе на угол

$$\alpha = 360p/Z = 60d/(bd + c) = 60 \cdot 8/11 = 43,6^\circ.$$

Катушки, векторы ЭДС которых располагаются в противоположных 60-градусных секторах звезды, образуют одну фазу. Катушки одного сектора включаются согласно друг с другом, а катушки

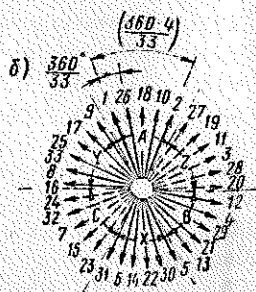
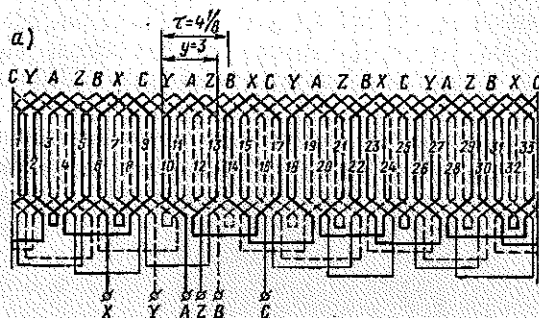


Рис. 6.5. Схема двухслойной петлевой дробной обмотки

$$\left(Z = Z' = 33, 2p = 8, m = 3, q = 1 \frac{3}{8} \right)$$

противоположных секторов — встречно. За начальную катушку обмотки фазы может быть выбрана любая катушка, принадлежащая фазе.

Построение звезды векторов катушечных ЭДС заметно облегчается, если заранее (до разметки номеров катушек) изобразить все ее векторы. Это нетрудно сделать, если иметь в виду, что при четном числе d звезда включает $3(bd+c)$ векторов [на рис. 6.5, б звезда включает $3(1 \cdot 8 + 3) = 33$ вектора], а при нечетном d звезда включает $6(bd+c)$ векторов. При четном d угол между соседними векторами звезды составляет $360/[3(bd+c)]$ (на рис. 6.5, б этот угол равен $360/33$), при нечетном d этот угол равен $360/[6(bd+c)]$. Сравнивая угол $\alpha = 60d/(bd+c)$ между векторами ЭДС соседних катушек с углом между соседними векторами звезды, легко заметить, что угол между ЭДС соседних катушек в $d/2$ раза больше угла между соседними векторами при d четном (на рис. 6.5, б в $d/2 = 8/2 = 4$ раза) и в d раз больше угла между соседними векторами при d нечетном. После этих простых выкладок разметка номеров катушек на векторах звезды сводится к записи этих номеров по порядку со смещением на $d/2$ векторов по окружности при четном d (на рис. 6.5, б на $d=4$ вектора) и на d векторов при нечетном d .

Способ составления схемы дробной обмотки по звезде векторов катушечных ЭДС при больших числах d все же весьма громоздок. Предложены другие способы составления схемы обмотки. Один из простых способов заключается в следующем*.

1. Определяют числа катушек b в малой и $b+1$ в большой группах.

*Сорокер Т. Г., Мордвинов Ю. В. Составление схем и расчет обмоточных коэффициентов симметричных петлевых обмоток. «Вестник электропромышленности», № 2, с. 16 — 21, 1955.

2. Записывают ряд из c чисел: d/c ; $2d/c$; $3d/c$; ...; $cd/c=d$. Каждое дробное число заменяют ближайшим большим целым числом и в результате получается ряд из c чисел: N_1 ; N_2 ; N_3 ; ...; d . Этот ряд чисел указывает номера больших групп в порядке следования катушечных групп всех фаз вдоль окружности сердечника для одного чередования обмотки.

3. Начиная с произвольной исходной катушечной группы 1, присваивают номера 1, 2, N_1-1 малым катушечным группам по b катушек в каждой. Следующая N_1 -я катушечная группа — большая — состоит из $b+1$ катушек. Далее аналогичным образом формируют следующие катушечные группы: с номерами N_2 , N_3 , ..., d — большие, остальные — малые. В таком же порядке составляют еще $6p/d-1$ чередования обмотки (имеется в виду первоначальная обмотка).

4. Составляют схемы обмоток фаз. В одну фазу включают каждую третью катушечную группу. Соседние катушечные группы фазы включают встречно.

Пример 6.1. Составить этим способом схему обмотки по рис. 6.5, а: $Z=33$, $2p=8$, $m=3$, $q=1+3/8$ ($b=1$, $c=3$, $d=8$).

Решение. Число катушечных групп в первоначальной обмотке $3d=3 \cdot 8=24$.

Число катушек в малых группах $b=1$.

Число катушек в больших группах $b+1=2$.

Номера больших катушечных групп в одном чередовании определяются рядом чисел: $d/c=8/3=2+2/3$; $2d/c=5+1/3$; $3d/c=8$.

После округления этих чисел до ближайших больших целых чисел получаем следующие номера больших групп в чередовании: 3, 6, 8. Число чередований всей обмотки $6p/d=6 \cdot 4/8=3$.

Чередование чисел катушек в катушечных группах (вдоль окружности якоря) и распределение катушечных групп по фазам при $Z=33$ и $q=13/8$ приведено в табл. 6.3.

Таблица 6.3

Число катушек в группе	1	1	2	1	1	2	1	2
Номер группы в чередовании	1	2	3	4	5	6	7	8
Номера катушек	10	11	12 13	14	15	16 17	18	19 20
Распределение по фазам	A	Z	B	X	C	Y	A	Z

Продолжение табл. 6.3

Число катушек в группе	1	1	2	1	1	2	1	2
Номер группы в чередовании	1	2	3	4	5	6	7	8
Номера катушек	21	22	23 24	25	26	27 28	29	30 31
Распределение по фазам	B	X	C	Y	A	Z	B	X

Число катушек в группе	1	1	2	1	1	2	1	2
Номер группы в чередовании	1	2	3	4	5	6	7	8
Номера катушек	32	33	1 2	3	4	5 6	7	8 9
Распределение по фазам	C	Y	A	Z	B	X	C	Y

Заметим, что нумерация катушек и распределение катушечных групп по фазам и номеров катушек по группам может быть произвольным, важно лишь, чтобы соблюдался порядок следования фаз ($A \rightarrow B \rightarrow C$) и не нарушался последовательный ряд целых чисел, которыми нумерованы катушки.

Принятая в таблице нумерация катушек и распределение их по фазам соответствует схеме по рис. 6.5, а, которая может быть теперь составлена без построения звезды векторов ЭДС. Начала фаз выбираются на левых выводах соседних прямых катушечных групп с индексами A, B, C ; концы фаз — на левых выводах, расположенных левее обратных катушечных групп с индексами X, Y, Z .

Двухслойная волновая обмотка с дробным числом пазов на полюс и фазу. Катушка обмотки образуется из двух последовательно соединенных стержней, один из которых (левый) лежит в верхнем слое паза, другой (правый) — в нижнем. Расстояние y в пазовых делениях между левым и правым стержнем катушки, называемое в волновых обмотках *первым частичным шагом*, выбирают, как и в петлевых обмотках, равным примерно $0,83\tau$. Катушки нумеруют номерами пазов, в которых лежат их левые стороны (стержни). Общее количество катушек равно, как и в петлевой обмотке, числу пазов Z . Под *катушечной группой* волновой обмотки понимают группу катушек фазы, расположенных в соседних пазах и нумерованных следующими друг за другом номерами. Большие катушечные группы содержат $b+1$ катушек, малые — b катушек (рис. 6.6).

Распределение катушек по фазам и по катушечным группам получается точно таким же, как в петлевой обмотке с теми же обмоточными данными (сравните рис. 6.5 и 6.6). Для нахождения этого распределения можно воспользоваться построением звезды катушечных ЭДС или составлением чередований чисел катушек в катушечных группах. В случае больших Z , когда $t > 1$, можно ограничиться определением распределения катушек по фазам для первоначальной обмотки при $Z' = Z/t$ и $p' = p/t$.

При составлении схемы обмотки (можно составить схему только первоначальной обмотки) нужно иметь в виду, что катушки волновой обмотки включают в фазу иным образом, чем в петлевой обмотке. Катушки объединяют первоначально в волновые обходы, которые образуются из катушек фазы, взаимно смещенных примерно на 2τ (рис. 6.6). При этом электрически соединяют правый стержень левой катушки (например, 13-й) с левым правой

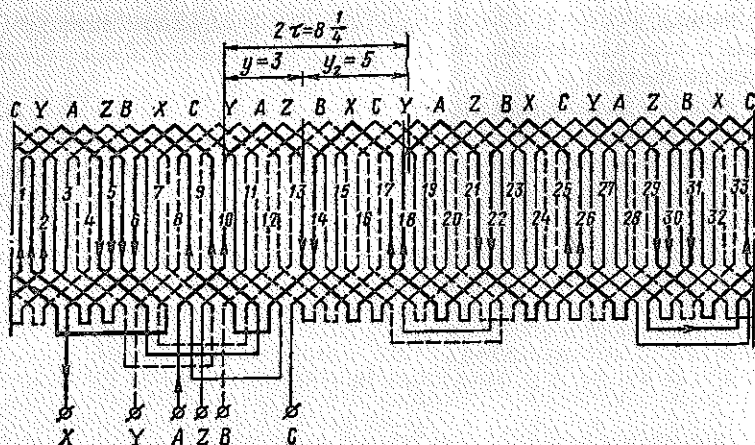


Рис. 6.6. Схема двухслойной волновой дробной обмотки

$$\left(Z = Z' = 33, 2p = 8, m = 3, q = 1 \frac{3}{8} \right)$$

катушки (например, 18-й), отстоящие друг от друга на расстоянии $y_2 \approx 2\tau - y$ пазов, называемом *вторым частичным шагом обмотки* (при переходе от большой катушечной группы к малой второй частичный шаг иногда изменяется на ± 1 паз). На рис. 6.6 шаг $y_2 \approx 8 - 3 = 5$.

Для облегчения образования обходов лобовые части правых стержней катушек отгибаются вправо на $y_2/2$ пазов; соответственно лобовые части левых стержней катушек — влево на $y_2/2$ пазов.

На рис. 6.6 показана в качестве примера схема волновой обмотки, располагающейся в тех же пазах ($Z = 33$) и имеющей то же $q = 1 + 3/8$, что и петлевая обмотка (см. рис. 6.5). Для распределения катушек этой волновой обмотки по фазам и катушечным группам можно воспользоваться звездой катушечных ЭДС и чередованием катушечных групп, которые были построены для петлевой обмотки (см. ранее). Фаза первоначальной обмотки образуется из нескольких волнообразных обходов, соединенных между собой последовательно таким образом, чтобы ЭДС катушек суммировались.

«Лишние» катушки больших катушечных групп фазы включают в схему фазы с помощью дополнительных волновых обходов, распространяющихся только на зону больших катушечных групп фазы (на рис. 6.6 дополнительные волновые обходы включают 31, 2, 6 катушки фазы А; 9, 13, 17 катушки фазы В; 20, 24, 28 катушки фазы С). Начала и концы фаз присоединяют к тем же стержням (катушечным сторонам), что и в петлевой обмотке. Например, начальный вывод фазы А присоединяют к левому стержню 10-й катушки, начальный вывод фазы В — к левому стержню 12-й катушки, кон-

цевой вывод фазы A , обозначаемый X , — к левому стержню 5-й катушки и т. д. (сравните с рис. 6.5, a и намеченным распределением катушек по фазам).

На рис. 6.6 показана одна из возможных схем соединения катушек рассматриваемой волновой обмотки, состоящей из одной первоначальной обмотки. Такую схему нетрудно составить для любой волновой обмотки, имеющей $t=1$ и включающей одну первоначальную обмотку.

Для составления полной схемы всей волновой обмотки при больших Z , когда она состоит из нескольких первоначальных обмоток ($t>1$), нужно обратиться к специальной литературе [16, 23].

§ 6.3. ВЫБОР РАЗМЕРОВ ПАЗА СТАТОРА

Выбор ширины паза. Определение размеров магнитопровода статора начинают с выбора ширины паза b_n .

При установленном ранее числе пазов статора Z_1 (см. § 6.1) и зубцовом делении

$$t_{z1} = \pi D / Z_1 \quad (6.22)$$

ширина паза b_n связана с шириной зубцов статора b'_z в наиболее узком месте (на диаметре D):

$$b_n \leq t_{z1} - b'_z. \quad (6.23)$$

Ширину зубца b'_z выбирают так, чтобы индукция в этом сечении B'_z не превышала 1,8...1,9 Тл для сердечника из горячекатаных сталей 1512, 1513 и 1,95...2,05 Тл для сердечника из холоднокатаной стали 3413*:

$$b'_z \approx 1,32 t_{z1} B_{\delta n} / B'_{z1}. \quad (6.24)$$

Ширина паза должна быть выбрана таким образом, чтобы в нем хватило места для размещения проводов и изоляции, рассчитанной на заданное напряжение. Поэтому по мере увеличения напряжения и толщины изоляции ширину паза приходится увеличивать. Однако с ростом ширины паза возрастают добавочные потери на поверхности полюсов и усложняется технология изготовления обмотки. Рекомендуемые пределы ширины паза следующие:

$U_{\text{н.л.}}, \text{ кВ}$	3,15	6,3	10,5	13,8	15,7
$b_{\text{н. min}}, \text{ см}$	1,2	1,6	2,1	2,4	2,6
$b_{\text{н. max}}, \text{ см}$	1,9	2,3	2,7	3,0	3,2

*Коэффициент 1,32 соответствует средней длине пакета 4,5 см при каналах шириной 1 см.

Ширину паза уточняют при выборе стандартной ширины проводников. Ширина паза обычно не превышает половины зубцового деления:

$$b_n = (0,35 \dots 0,5) t_{z1}. \quad (6.25)$$

Выбор размеров паза при косвенном охлаждении обмотки. Выбор размеров начинают с определения сечения эффективного проводника обмотки статора (m^2)

$$s_1 = I_n / (a_1 \Delta_1), \quad (6.26)$$

где a_1 — число параллельных ветвей; Δ_1 — плотность тока, A/m^2 .

Плотность тока Δ_1 (A/m^2) выбирают по линейной нагрузке A (A/m) и рекомендуемому произведению плотности тока на линейную нагрузку $\Delta_1 A$, от которого зависит превышение температуры обмотки статора,

$$\Delta_1 = (\Delta_1 A). \quad (6.27)$$

Для машин с косвенным воздушным охлаждением рекомендуют следующие значения $\Delta_1 A$:

τ, m	0,20	0,30	0,40	0,50	0,60	0,70	0,80
$(\Delta_1 A) \cdot 10^{-8}, A^2/m^3$	1000	1200	1400	1600	1800	2000	2100

С ростом полюсного деления и окружной скорости ротора охлаждение машины улучшается (увеличивается коэффициент теплопередачи от охлаждаемых поверхностей к газу) и произведение $\Delta_1 A$ оказывается возможным увеличить. При использовании более теплопроводной изоляции «монолит» произведение $\Delta_1 A$ может быть увеличено на 10...15%.

В СК с косвенным водородным охлаждением при избыточном давлении 0,1...0,2 МПа и полюсном делении $\tau \approx 1$ м произведение $\Delta_1 A$ достигает $4600 \cdot 10^8 A^2/m^3$ (в случае применения для обмотки статора изоляции «монолит» см. далее).

Эффективный проводник для уменьшения добавочных потерь из-за вытеснения тока надо разбить на элементарные изолированные проводники с высотой a_e не более 2,5 мм (при 50 Гц).

Суммарная ширина элементарных изолированных проводников по ширине паза (см. рис. 6.2)

$$b_0 = b_n - 2\delta_n - \Delta b, \quad (6.28)$$

где $2\delta_n$ — полная толщина изоляции по ширине паза без учета изоляции элементарных проводников по табл. 6.6; $\Delta b = 0,5$ мм —

припуск на неточность штамповки и сборки сердечника по ширине паза.

Полная толщина изоляции по ширине паза зависит от заданного линейного напряжения, типа изоляции и конструкции обмотки.

Согласно ГОСТ 5616 — 72 и 609 — 75, для обмоток статора ГГ и СК должны применяться изоляционные материалы не ниже класса В. На заводах получили распространение два типа изоляции для обмоток статоров этих машин: непрерывная изоляция на слюдяной основе, пропитанная термопластичным асфальтобитумным компаундом (класс В); непрерывная изоляция на слюдяной основе, пропитанная термореактивным эпоксидным компаундом горячего отверждения (класс F).

Свойства термореактивной изоляции существенно улучшаются, если изоляция предварительно вакуумируется, затем под давлением пропитывается эпоксидным компаундом, который полимеризуется при повышенной температуре без снятия давления.

Такая технология применена для изготовления термореактивной изоляции типа монолит, разработанной на заводе УЭТМ. Как видно из сопоставления данных, приведенных в табл. 6.4, термореактивная изоляция монолит обладает значительно большей нагревостойкостью, электрической и механической прочностью и теплопроводностью, чем изоляция, пропитанная термопластичным асфальтобитумным компаундом.

Поэтому в ГГ и СК в настоящее время применяют только термореактивную изоляцию. Необходимые сведения о конструкции термореактивной изоляции, пропитанной эпоксидным компаундом, приведены в табл. 6.5.

Таблица 6.4

Характеристика изоляции	Термопластичная изоляция	Термореактивная изоляция монолит
Электрическая прочность (минутная) при 20°C, кВ/мм	17	32
Предельно допустимая температура, °C	105	130
Предел механической прочности при растяжении (при 100°C), МПа	11	40
Теплопроводность λ , Вт/(м·°C) (с учетом технологических зазоров между стержнем и стенкой паза)	0,16	0,2

Полную толщину термореактивной изоляции по ширине $2\delta_n$ и высоте δ_n паза (с учетом перекрытия слоев и технологических зазоров) для стержневых и катушечных петлевых двухслойных обмоток можно взять из табл. 6.6, составленной исходя из табл. 6.5.

В случае стержневой двухслойной обмотки (рис. 6.2, а) элементарные проводники в пазовой части переплетаются (транспонируются) между собой во избежание циркуляционных токов

внутри стержня (рис. 6.7). При осуществлении транспозиции число проводников в эффективном проводе c , четное, по ширине паза располагается два проводника ($n_2=2$), а по высоте паза предусматривают добавочное место, равное толщине изолированного элементарного проводника. Два вертикальных ряда элементарных проводников отделяют прокладкой 2 (см. рис. 6.2, а).

Таблица 6.5

Обозначение по рис. 6.2, а	Наименование материалов	Двусторонняя толщина изоляции в пазовой части стержня (мм) при линейном напряжении, кВ			
		6,3	10,5	13,8	15,75
1	Провод обмоточный ПСД	—	—	—	—
2	Прокладка — стеклотекстолит марки СТЭФ1 толщиной 0,5 мм по ГОСТ 12652 — 67 (в стержневой обмотке)	0,5			
3	Витковая изоляция — лента стеклослюдянистая марки ЛС-40РТТ толщиной 0,13 мм, 2 слоя вполнахлеста	1,2			
4	Корпусная изоляция — лента стеклослюдянистая марки ЛС-40РТТ толщиной 0,13 мм	4,2 3,7	5,3 4,8	6,8 6,3	7,8 7,3
5	Полупроводящее покрытие из асбестовой ленты толщиной 0,4 мм впритык	0,8			
6	Прокладки из стеклотекстолита марки СТЭФ1 по ГОСТ 12652 — 67 с общей толщиной	1...3			
7		1...3			
8		1...1,5			
9	Миканит гибкий марки ГФС толщиной 0,5 мм под транспозиционные переходы (в стержневой обмотке)	1,0			
10	Стеклотекстолит марки СТЭФ1 по ГОСТ 12652 — 67, прокладки на обе узкие грани (в стержневой обмотке)	1,0		2,0	
	Общая толщина изоляции по высоте и ширине паза	см. табл. 6.6			

Примечание. В числителе дроби поз. 4 указана толщина корпусной изоляции для стержневой обмотки, в знаменателе — для катушечной.

Таблица 6.6

Напряжение линейное, кВ	Стержневая обмотка		Катушечная обмотка					
	2 δ_n , мм	δ_n , мм	2 δ_n , мм	Полная толщина изоляции по высоте паза δ_n (мм) при числе эффективных проводов в пазу				
				4	6	8	10	12
6,3	5,5	19,2	5,7	19,6	22,0	24,4	26,8	29,2
10,5	7,6	22,2	7,8	22,6	25,0	27,4	29,8	32,2
13,8	9,1	25,2	9,3	25,6	28,0	30,4	32,8	35,2
15,7	10,1	29,2	10,3	27,6	30,0	32,4	34,8	37,2

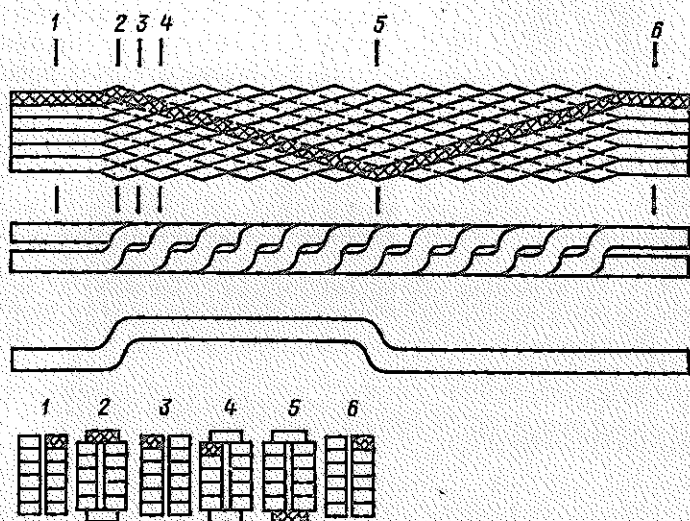


Рис. 6.7. Стержень с транспозицией элементарных проводников

Ширину элементарного проводника b_s (без учета толщины его изоляции) выбирают по табл. П1.1 (приложение 1) так, чтобы по ширине паза размещалось два проводника ($n_s=2$)

$$b_n = b_0/2, \quad (6.29)$$

где b_0 — по (6.28); $b_n = b_s + \Delta_n$ — ширина изолированного элементарного проводника; Δ_n — двусторонняя толщина изоляции проводника марки ПСД по табл. П1.3 (приложение 1).

После выбора стандартной ширины проводника b_s ширину паза уточняют по формуле

$$b_n = 2b_s + 2\delta_n.$$

Высоту элементарного проводника по табл. П1.1 не рекомендуется брать больше 2,5 мм. При этом сечение элементарного проводника s_s не должно по возможности превышать 16 (20) мм²:

$$a_s b_s \leq 16 \text{ (20) мм}^2. \quad (6.30)$$

Сечение элементарного проводника s_s с учетом закругления углов берут по табл. П1.1.

Поскольку число элементарных проводников в стержне s , должно быть четным целым числом

$$c_3 = s_1/s_3, \quad (6.3)$$

определенное по (6.26) сечение эффективного провода s_1 и плотность тока Δ_1 также уточняют. Окончательно

$$s_1 = c_3 s_3; \Delta_1 = I_n/(a_1 s_1).$$

Суммарная высота изолированных элементарных проводников одного стержня

$$h_0 = a_n(c_3/2 + 1), \quad (6.32)$$

где $a_n = a_3 + \Delta_n$.

Высота паза или зубца статора

$$h_n = h_z = 2h_0 + \delta_h + \Delta h + h_{кл} + h_4, \quad (6.33)$$

где δ_h — суммарная толщина изоляции по высоте паза по табл. 6.6; $\Delta h = 0,5$ — припуск на неточность штамповки и сборки сердечника по высоте паза, мм; $h_{кл} = (0,3 \dots 0,4)b_n$ — высота клина; $h_4 = 2 \dots 3$ — расстояние от клина до зазора, мм.

В случае петлевой катушечной двухслойной обмотки число элементарных проводников в эффективном проводе $c_3 = 1, 2, 4$ выбирают по рис. 6.2, б, в, так, чтобы сечение одного элементарного провода $s_3 = s_1/c_3 \leq 16(20)$ мм²; высота провода $a_3 \leq 2,5$ мм; ширина провода $b_3 = b_0/n_3 - \Delta_n \leq 7(10)$ мм, где $n_3 = 1 \dots 2$ — количество элементарных проводов по ширине паза; Δ_n — двусторонняя толщина изоляции элементарного провода по табл. П1.2.

Размеры провода a_3, b_3 и сечение s_3 берут по табл. П1.1, сечение эффективного провода s_1 , плотность тока Δ_1 и ширину паза при этом корректируют:

$$b_n = n_3(b_3 + \Delta_n) + 2\delta_n.$$

Суммарная высота изолированных элементарных проводников эффективного провода

$$h_0 = c_3 a_n / n_3, \quad (6.34)$$

где $a_n = a_3 + \Delta_n$ — высота изолированного элементарного провода; c_3/n_3 — число элементарных проводников по высоте эффективного провода.

Высота паза или зубца статора

$$h_n = h_z = u_n h_0 + \delta_h + \Delta h + h_{кл} + h_4. \quad (6.35)$$

Как при стержневой, так и при катушечной обмотке высота паза находится в пределах

$$h_n = (4,5 \dots 7,5) b_n.$$

Окончательные размеры паза устанавливают после вычерчивания его эскиза в масштабе 1:1 или 2:1, составления его подробной спецификации при помощи табл. 6.5 или 6.6 и проверки (для машин с косвенным охлаждением) среднего перепада температуры в изоляции паза

$$\theta_n = \rho_1 A t_{z1} \Delta_1 \delta_n k_n / [2 (h_n - h_{xn}) \lambda] \leq 35^\circ \text{C}, \quad (6.36)$$

где A — линейная нагрузка, А/м; Δ_1 — плотность тока, А/м²; t_{z1} — зубцовое деление, м; h_n, h_{xn} — размеры паза, м; δ_n — односторонняя толщина пазовой изоляции, м; λ — теплопроводность изоляции, Вт/(м·°С) (см. табл. 6.4); ρ_1 — удельное электрическое сопротивление обмотки (для меди при температуре 105°С оно равно $0,0234 \cdot 10^{-6}$ Ом·м); $k_n \approx 1,2$ — коэффициент увеличения потерь в обмотке из-за вытеснения тока (см. расчет потерь).

В СК с косвенным водородным охлаждением при избыточном давлении 0,1...0,2 МПа перепад температуры изоляции паза $\theta_n \leq 55^\circ \text{C}$.

Выбор размеров паза при непосредственном водяном охлаждении обмотки статора. Непосредственное водяное охлаждение (НВО) обмотки статора применяется в крупных ГГ при мощностях более 200 МВт. Примеры таких ГГ даны в табл. П4.2. Их конструкция описана в § 3.3.

Конструкция стержня, охлаждаемого водой, показана на рис. 3.8. На каждый полный элементарный проводник, по прямоугольному каналу которого циркулирует дистиллированная вода, приходится два сплошных элементарных проводника.

В ГГ с НВО при увеличенной в 1,8...2,0 раза линейной нагрузке и приемлемых размерах пазов стремятся получить примерно такой же КПД, как в ГГ с косвенным воздушным охлаждением. Для достижения этой цели плотность тока в обмотке статора выбирают равной $(5,0 \dots 5,5) \cdot 10^6$ А/м² (в ГГ с НВО статора) и $(5,5 \dots 6,0) \cdot 10^6$ А/м² в ГГ с полным НВО. Суммарную ширину изолированных элементарных проводников по ширине паза b_0 выбирают так же, как в ГГ с косвенным охлаждением по (6.28). Задаваясь коэффициентом заполнения стержня медью, $k_{so} = 0,73$, определяют ориентировочную суммарную высоту изолированных проводников стержня (м),

$$h_0 = I_n / (a_1 \Delta_1 b_0 k_{so}).$$

Ширину элементарных проводников b_e выбирают так же, как в генераторах с поверхностным охлаждением (см. ранее). Высота полого проводника $a_n \approx 4,0 \dots 5,0$ мм; высота сплошного проводника (см. рис. 2.8) $a_c = 1,8 \dots 2,24$.

Сечение канала в полом проводнике составляет около 25% полного сечения проводника. Размеры полых и сплошных проводников (ширина b_n , высота a_n и a_c , а также ширина и высота канала в полом проводнике b_k и a_k) должны соответствовать стандартизованному сортаменту проводов по табл. П1.1, П4.1. При этом необходимо для осуществления транспонирования проводников соблюдать следующие соотношения:

$$(a_n + 2a_c)(c_n/2 + 1) = h_0,$$

где c_n — четное число полых проводников в стержне.

В процессе выбора размеров элементарных проводников размеры стержня и паза можно несколько скорректировать. Сечение стержня

$$s_1 = c_n(s_{zn} + 2s_{zc}),$$

где s_{zn} , s_{zc} — сечение меди полого и сплошного проводников.

Окончательно плотность тока в стержне (A/m^2)

$$A_1 = I_n / (a_1 s_1).$$

§ 6.4. ВЫБОР ЗАЗОРА МЕЖДУ СТАТОРОМ И РОТОРОМ И РАЗМЕРОВ МАГНИТОПРОВОДА СТАТОРА

Зазор. Минимальный зазор между статором и ротором (рис. 6.8) выбирают так, чтобы получилось заданное значение индуктивного сопротивления взаимоиндукции по продольной оси x_{ad} (см. § 6.7).

Предварительно при помощи табл. 5.2 устанавливают коэффициент полюсного перекрытия $\alpha = b_p / \tau$.

Минимальный зазор (m)

$$\delta = \sqrt{2} \mu_0 \tau k_{w1} k_{ad} A / (\pi k_\delta x_{ad} B_\delta), \quad (6.37)$$

где k_{w1} — обмоточный коэффициент по (6.19); $k_\delta = 1,12$ — коэффициент зазора (уточняется далее после выбора ориентировочного значения δ); A — линейная нагрузка по (6.21), A/m ; $B_\delta = B_{\delta n} / k_E$ — максимальная индукция в зазоре при холостом ходе и номинальном напряжении [$B_{\delta n}$ по (6.20), k_E по (5.3)]; $k_{ad} \approx 0,84$ — коэффициент реакции по продольной оси (уточняется в § 6.7); $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$ — магнитная проницаемость зазора, $Г/м$.

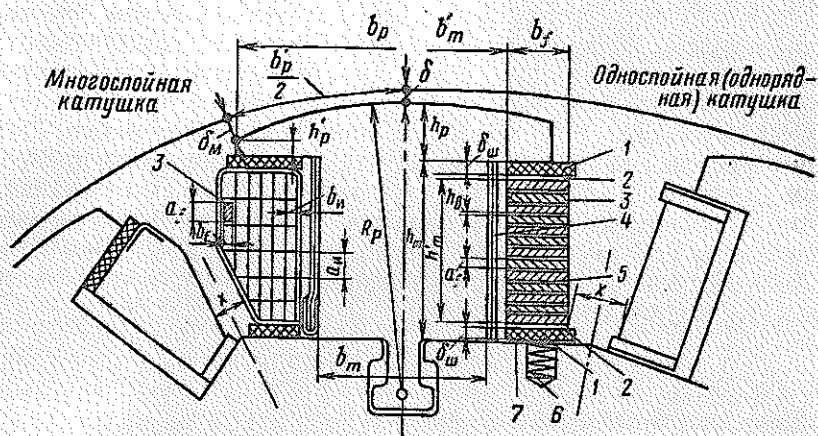


Рис. 6.8. Масштабный эскиз полюса и обмотки возбуждения

Если задано не x_{ad} , а индуктивное сопротивление по продольной оси x_d в относительных единицах или отношение короткого замыкания ОКЗ, то в относительных единицах

$$x_{ad} = x_d - x_\sigma; \text{ где } x_d \approx 1,15/\text{ОКЗ}. \quad (6.38)$$

Индуктивное сопротивление рассеяния x_σ (в относительных единицах)

$$x_\sigma = (0,6 + 0,8\lambda_l) (A/B_\delta) (h_w/(b_w q_1) + 1/\lambda_l) \cdot 10^{-6}. \quad (6.39)$$

Минимально допустимый по производственно-монтажным соображениям зазор оценивают по рис. 6.9. Если этот зазор больше, чем зазор, рассчитанный по (6.37), то последний приходится корректировать. В этом случае параметры x_d , x_{ad} , ОКЗ получаются лучшими, чем это требуется по условиям эксплуатации генератора. После установления минимального зазора δ определяют максимальный зазор под краем полюса

$$\delta_m = k_m \delta, \quad (6.40)$$

где $k_m = \delta_m/\delta$ — отношение максимального зазора к минимальному.

В ГГ для уменьшения содержания высших гармонических индукции в кривой поля обычно принимают $k_m = 1,5$.

Материал магнитопровода статора. Сегменты магнитопровода ГГ и СС изготавливают из листовой электротехнической горячекатаной стали марок 1512, 1513 или из холоднокатаной стали марки 3413, обладающей большей магнитной проницаемостью и мень-

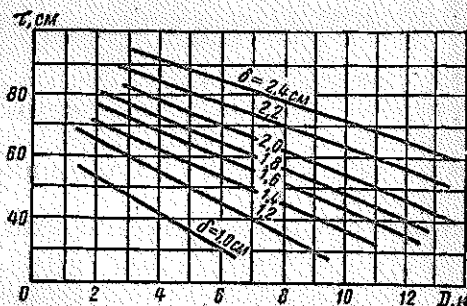


Рис. 6.9. Минимально допустимые зазоры

шими удельными потерями вдоль направления проката. Из-за большей стоимости холоднокатаную сталь применяют в крупных ГГ и СС (при мощности более 40...50 МВ·А). При штамповке сегментов из листов холоднокатаной стали последние ориентируют таким образом, чтобы линии поля в зубцах совпадали с на-

правлением проката. Для уменьшения потерь от вихревых токов толщину листов выбирают 0,5 мм. Чтобы исключить электрический контакт, листы с обеих сторон лакируют.

Размеры по длине магнитопровода статора. В магнитопроводе статора предусматривается n_b радиальных каналов шириной b_b , по которым циркулирует охлаждающий машину газ (см. описание конструкции магнитопроводов в гл. 1 и рис. 5.1). Обычно принимают ширину канала $b_b = 0,01$ м.

Длина пакета магнитопровода между каналами возрастает с увеличением теплопроводности поперек пакета и коэффициента теплоотдачи в канале. Рекомендуется выбирать следующую длину пакета l'_1 : 0,04 м — при воздушном охлаждении и $\tau < 0,4$ м; 0,045 м — при воздушном охлаждении и $\tau > 0,4$ м; 0,055 м — в СК, охлаждаемых водородом с избыточным давлением 0,1 МПа; 0,075 м — в СК, охлаждаемых водородом с избыточным давлением 0,2 МПа, и в ГГ с непосредственным охлаждением обмотки статора водой.

При полном водяном охлаждении генератора и сердечника статора с помощью системы аксиальных труб на периферии ярма (§ 3.3) необходимость в радиальных каналах вообще отпадает. Если охлаждаемые водой элементы размещаются в радиальных каналах сердечника, то длину пакетов можно принять 0,075 м.

Число вентиляционных каналов

$$n_b = (l_1 - l'_1) / (b_b + l'_1)$$

(l_1 — длина магнитопровода, выбранная в § 5.2) округляется до ближайшего целого большего числа.

Длину пакета магнитопровода принимают окончательно

$$l'_1 = (l_1 - n_b b_b) / (n_b + 1). \quad (6.41)$$

Суммарная длина пакетов магнитопровода

$$l_m = l'_1 (n_s + 1). \quad (6.42)$$

Высота ярма магнитопровода статора. Высоту ярма h_a (см. рис. 5.2) выбирают по магнитному потоку Φ_m при номинальной нагрузке и допустимой индукции B_m , которая не должна превышать 1,35...1,55 Т, как в сердечнике из горячекатаной стали 1512, 1513, так и в сердечнике из стали 3413 (м).

Магнитный поток при номинальной нагрузке (в первом приближении)

$$\Phi_m = k_E U_n / (4 k_B k_w f w_1), \quad (6.43)$$

где $k_B = 1,11$ (уточняется в § 6.7), k_E по (5.3).

Высота ярма

$$h_a = \Phi_m / (2 l_m B_m k_c), \quad (6.44)$$

где k_c — коэффициент заполнения пакета сталью (для обычно применяемых лакированных листов электротехнической стали толщиной 0,5 мм коэффициент $k_c = 0,93$).

Наружный диаметр сердечника статора

$$D_a = D + 2h_n + 2h_a.$$

§ 6. 5. ВЫБОР РАЗМЕРОВ МАГНИТОПРОВОДА РОТОРА И ДЕМПФЕРНОЙ ОБМОТКИ

Размеры полюса ротора и межполюсного пространства зависят как от магнитного потока машины при нагрузке и требуемой намагничивающей силы обмотки возбуждения, так и от механических усилий, действующих на элементы полюса.

Поэтому размеры полюса выбирают применительно к определенной конструкции полюса и определенным материалам, из которых он изготовлен.

Приведенные ниже рекомендации по выбору ориентировочных размеров относятся к роторам обычной конструкции (см. гл. 1), в которой применены: а) полюса, собранные из листов стали Ст3 толщиной 1,0...2,0 мм и стянутые шпильками посредством нажимных щек; б) кованые стальные нажимные щеки; в) крепление полюсов к ободу при помощи Т-образных хвостов; г) однослойные катушки обмотки возбуждения, намотанные на узкую сторону провода. При определенных оговорках эти рекомендации распространяются также на роторы с массивными полюсами.

Для глазомерной оценки правильности рассчитанных размеров полюсов параллельно с их выбором вычерчивают масштабный эскиз полюса и межполюсного пространства (см. рис. 6.8) и раз-

мещения в последнем изоляции и обмотки возбуждения. Размеры полюса можно считать окончательно установленными только после проведения расчета магнитной цепи при нагрузке, определения размеров обмотки возбуждения и тока возбуждения, а также механического расчета ротора.

Длина полюсной дуги и радиус окружности дуги полюсного наконечника. Длина полюсной дуги (см. рис. 6.8)

$$b_p' = \alpha \tau, \quad (6.45)$$

где α — коэффициент полюсного перекрытия, выбираемый по табл. 5.2.

Ширина полюсного наконечника b_p мало отличается от полюсной дуги b_p'

$$b_p = (2p\tau/\pi) \sin [\alpha\pi/(2p)] \approx b_p'. \quad (6.46)$$

Радиус цилиндрической поверхности полюсного наконечника

$$R_p = D/[2 + 8D(\delta_m - \delta)/b_p^2]. \quad (6.47)$$

Длина сердечника полюса. Длина сердечника полюса l_m выбирается примерно равной длине сердечника статора l_1 . Для шихтованных полюсов она принимается равной

$$l_m = l_1 + 0,04\tau. \quad (6.48)$$

Для массивных полюсов

$$l_m = l_1 - 0,5h_p, \quad (6.49)$$

где h_p определяется по (6.57).

Катушка обмотки возбуждения наматывается обычно с двумя радиусами закругления, как показано на рис. 6.10 и 6.11. Радиус закругления катушки из технологических соображений выбирается равным

$$r = 0,1\tau + \delta_n + \delta_z,$$

где δ_n — расстояние между сердечником полюса и медью обмотки возбуждения, включающее толщины изоляции полюса и технологического зазора; $\delta_z = 0,01$ м — толщина канала между полюсом и обмоткой для охлаждения (предусматривается только в СК с водородным охлаждением).

С целью возможно более полного использования пространства внутри катушки возбуждения сердечник полюса имеет форму, показанную на рис. 6.10 и 6.11. Углы сечения сердечника делают

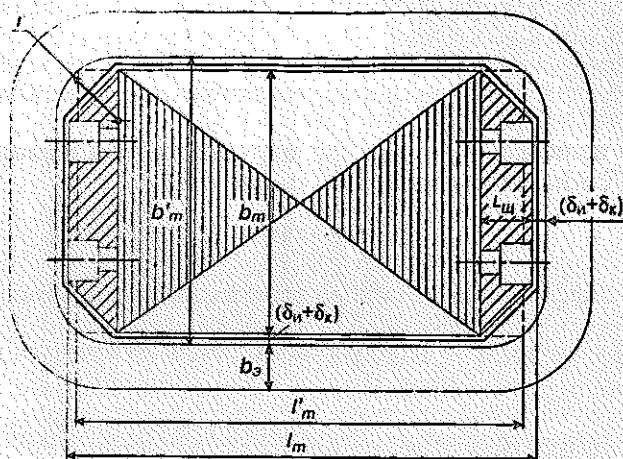


Рис. 6.10. Поперечное сечение шихтованного полюса с обмоткой возбуждения

скошенными под углом 45° на расстоянии от края, равном примерно $0,1\tau$.

В машине с шихтованными полюсами этот скос выполняется на нажимных щеках, толщину которых выбирают равной $l_{щ}=0,1\tau$. В машине с массивными полюсами такую форму придают самим полюсам. Из-за наличия скосов сечение сердечника полюса несколько уменьшается и становится равным

$$s_m = l_m b_m - 2(0,1\tau)^2.$$

С целью упрощения дальнейших расчетов введем понятие «*расчетная длина*» сердечника полюса

$$l'_m = s_m / b_m = l_m - 0,04\tau, \quad (6.50)$$

через которую сечение S_m определяется путем умножения ее на b_m .

Демпферная обмотка. Выбор демпферной обмотки определяется ее назначением. В ГГ она служит для улучшения динамических и статических характеристик, в СК с шихтованными полюсами, кроме того, — в качестве пусковой обмотки.

В СК с массивными полюсами демпферная обмотка в обычном исполнении отсутствует. Ее роль играют естественные демпферные контуры, образуемые вихревыми токами в поверхностных слоях полюсных наконечников. Для увеличения токов в естественных демпферных контурах к омедненным торцевым поверхностям наконечников массивных полюсов прибалчиваются медные сегменты, объединяемые в короткозамыкающие кольца с помощью гибких межполюсных перемычек (см. рис. 3.11).

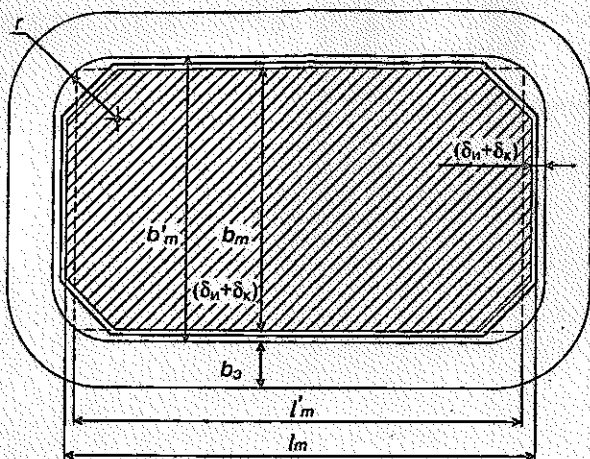


Рис. 6.11. Поперечное сечение массивного полюса с обмоткой возбуждения

СК с шихтованными полюсами в книге не рассматриваются, поэтому размеры демпферной обмотки выбирают применительно к ГГ.

Шаг t_{22} и число демпферных стержней на полюс n_c выбирают из условия получения минимальных пульсаций ЭДС обмотки статора. При целом числе пазов на полюс и фазу q , при $q = b + c/d = b + 1/2$ и при $bd + c \leq 9$ желательно выбирать шаг пазов демпферной обмотки t_{22} меньшим, чем зубцовое деление статора t_{21} :

$$0,8t_{21} < t_{22} < t_{21}. \quad (6.51)$$

При $bd + c > 9$ шаг демпферной обмотки можно принимать равным зубцовому делению статора:

$$t_{22} = t_{21}. \quad (6.52)$$

Число стержней на полюс выбирают так, чтобы расстояние b между крайним стержнем и краем полюсного наконечника было не менее 1 см:

$$1 + (b'_p - d_c - 2b)/t_{22} \geq n_c, \quad (6.53)$$

где d_c предварительно берут равным $0,3t_{22}$.

Для получения хорошего демпфирующего эффекта (успокоения колебаний ротора в магнитном поле, ослабления поля от токов обратной последовательности при достаточно малых потерях и т. д.) демпферная обмотка должна обладать малым активным сопротивлением как для продольных, так и для поперечных токов.

В связи с этим стержни и короткозамыкающие сегменты обмотки изготавливают из меди, сегменты при помощи медных гибких перемычек объединяют в короткозамыкающее кольцо, а сечение стержней на полюс принимают обычно равным 15% от сечения меди обмотки статора на полюс.

Сечение стержня (м^2), удовлетворяющего этим условиям,

$$s_c = \pi d_c^2 / 4 \approx 0,15 \tau A / (n \Delta_1), \quad (6.54)$$

где Δ_1 — плотность тока обмотки статора, А/м^2 ; A — линейная нагрузка статора, А/м ; τ — полюсное деление, м.

Диаметр стержня d_c выбирают в соответствии с уравнением (6.54) и округляют до стандартизованного значения по табл. П1.6.

Размеры короткозамыкающего сегмента (высоту сегмента h_x и ширину b_x) выбирают так, чтобы его сечение составляло около половины суммарного сечения стержней одного полюса (см. рис. 5.2)

$$s_x = b_x h_x \approx 0,5 n s_c. \quad (6.55)$$

При этом следует иметь в виду, что $b_x \geq 0,7 d_c$, $h_x \geq 2 d_c$.

Сечение перемычки между сегментами разных полюсов составляет не менее 0,6 от сечения сегментов. Площадь поверхности контакта сегмента с соединительной перемычкой равна не менее пяти сечениям короткозамыкающего сегмента.

Размеры прорези паза демпферной обмотки (ширину прорези $b_{м2}$ и высоту прорези h_4) уточняют при расчете сверхпереходного индуктивного сопротивления. В первом приближении их можно взять равными 0,3 см: $b_{м2} \approx h_4 \approx 0,3$ см.

Длину стержня l_c (см. рис. 5.2) принимают возможно меньшей, а окончательно устанавливают при разработке конструкции. В первом приближении длину стержня принимают равной длине полюсного наконечника (см. рис. 1.40)

$$l_c = l_p = l_m + 0,2 \tau. \quad (6.56)$$

В синхронных компенсаторах с массивными полюсами сечение короткозамыкающего сегмента

$$s_x = b_x h_x = 0,15 \tau A / \Delta_1.$$

Причем высоту сегмента h_x берут равной высоте полюсного наконечника h_p (см. далее).

Высота полюсного наконечника. Высоту полюсного наконечника (см. рис. 5.2 и 6.8) выбирают, исходя из нескольких соображений. С ростом высоты полюсного наконечника возрастают рассеяние

поллюсов и переходное индуктивное сопротивление x'_d , что увеличивает стоимость машины и ухудшает ее динамическую устойчивость. Вместе с тем при небольшой высоте полюсного наконечника его прочность может оказаться недостаточной, чтобы воспринимать центробежные усилия при угонной частоте вращения.

Высоту полюсного наконечника h_p при отсутствии демпферной обмотки и $p \geq 3$ выбирают с помощью эмпирической формулы, составленной по данным явнополюсных машин отечественного производства:

$$h_p = 0,054 (1 + 2,5/p) \tau. \quad (6.57)$$

Формула годится и для массивных полюсов.

Высоту наконечника шихтованного полюса с демпферной обмоткой увеличивают по сравнению со значением, найденным по (6.57), на величину диаметра стержня d_c .

Высота края полюсного наконечника (см. рис. 6.8)

$$h'_p = h_p - b_p^2 / (8R_p),$$

где R_p — радиус дуги полюсного наконечника по (6.47).

Высота сердечника полюса. Относительная высота сердечника полюса h_m/τ уменьшается с ростом полюсного деления и улучшением охлаждения обмотки возбуждения. При косвенном воздушном или водородном охлаждении высоту сердечника полюса можно определить по эмпирической формуле, составленной по данным построенных отечественных машин (м):

$$h_m = 0,48 (1,77 / (0,15 + \sqrt{\tau}) - 1) \tau, \quad (6.58)$$

где τ в м.

Выбранная высота полюса $h_m = 0,15 \dots 0,30$ м.

В машинах с непосредственным охлаждением обмотки возбуждения водой (см. рис. 2.7) и водородом (в СК), а также при поперечном охлаждении воздухом (см. рис. 2.3) высоту сердечника полюса h_m уменьшают примерно в 1,1 раза. Делают это для уменьшения рассеяния полюсов и переходного индуктивного сопротивления, которые в таких машинах возрастают из-за увеличения линейной нагрузки.

Ширина полюсного сердечника. Ширина полюсного сердечника b_m (см. рис. 5.2, 6.8, 6.10, 6.11) зависит от потока в основании сердечника полюса при номинальной нагрузке Φ_{mn} .

При этом потоке и выбранной расчетной длине сердечника полюса l'_m (6.50) ширина полюса b_m должна быть определена таким

образом, чтобы индукция в основании полюса не превосходила $B_m = 1,6 \dots 1,7$ Тл. Откуда

$$b_m = \Phi_{mн} / (l'_m B'_m), \quad (6.59)$$

где $B'_m = k_{мс} B_m$; $k_{мс}$ — коэффициент заполнения полюса, равный для шихтованных полюсов 0,95 и для массивных полюсов 1,0.

Однако использование (6.59) для определения b_m осложняется в связи с тем, что поток $\Phi_{mн}$ включает в себя поток рассеяния полюсов при номинальной нагрузке $\Phi_{\sigmaн}$, который зависит от ряда размеров полюса и в том числе от его ширины b_m , подлежащей определению.

В уравнении (6.59) поток в основании сердечника полюса при номинальной нагрузке

$$\Phi_{mн} = \Phi_{rн} + \Phi_{\sigmaн} \quad (6.60)$$

складывается из потока в зазоре при номинальной нагрузке

$$\Phi_{rн} = \Phi E_{rн} \quad (6.61)$$

где $\Phi = \Phi_n / k_E$ — поток в зазоре при холостом ходе и номинальном напряжении; Φ_n по (6.43); k_E по (5.3), и потока рассеяния полюсов при номинальной нагрузке

$$\Phi_{\sigmaн} = \Phi (\sigma_m - 1) F_{fн}. \quad (6.62)$$

ЭДС взаимоиנדукции при номинальной нагрузке $E_{rн}$ и МДС возбуждения при номинальной нагрузке $F_{fн}$ определяют в относительных единицах аналитически с помощью векторной диаграммы, построенной на рис. 6.12 при $U_n = 1$, $I_n = 1$, $\cos \varphi_n$, x_σ — по (6.39) и x_{ad} — по (6.38):

$$\begin{aligned} \sin \varphi_n &= \sqrt{1 - \cos^2 \varphi_n}; \\ E_{rн} &= \sqrt{1 + x_\sigma (2 \sin \varphi_n + x_\sigma)}; \\ F_{rн} &= 1 + 2(E_{rн} - 1); \\ \sin \alpha &= (\sin \varphi_n + x_\sigma) / E_{rн}; \\ F_{fн} &= \sqrt{F_{rн}^2 + F_{\sigmaн} (2 F_{rн} \sin \alpha + F_{\sigmaн})}; \end{aligned} \quad (6.63)$$

где $F_{\sigmaн} = 0,9 x_{ad}$.

Для определения коэффициента рассеяния полюсов используем формулу

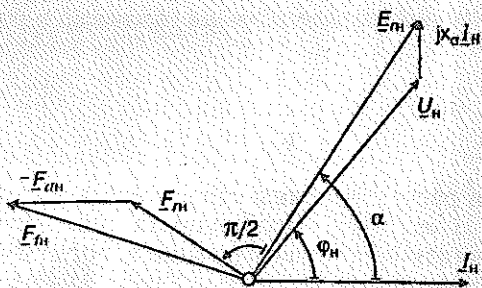


Рис. 6.12. Приближенная векторная диаграмма синхронной машины (номинальная нагрузка в режиме генератора)

$$\sigma_m = 1 + k_{\delta} \lambda_{\Phi}, \quad (6.64)$$

где $k_{\delta} = k_{\delta} k_{\alpha} \delta / (\alpha_{\delta} \tau) \approx 1,6 \delta / \tau$
 $\lambda_{\Phi} = F(b_m)$ — магнитная проводимость для потока рассеяния полюсов по (6.86), являющаяся функцией размера b_m , который подлежит определению.

Определить ширину сердечника полюса b_m можно, решив нелинейное уравнение (6.59) с учетом уравнений (6.86), (6.64), (6.62),

(6.61), (6.60) относительно корня этих уравнений — размера b_m . Сделано это может быть итерационным путем (методом последовательных приближений).

Для проведения i -й итерации нужно задаться начальным значением ширины сердечника полюса на этой итерации b_{mai} и провести при этом b_{mai} следующие расчеты:

определить по (6.86) магнитную проводимость для потока рассеяния полюсов $\lambda_{\Phi i}$;

при найденном $\lambda_{\Phi i}$ определить по (6.64) коэффициент рассеяния полюсов σ_{mi} ;

при найденном σ_{mi} определить по (6.63), (6.62), (6.61) и (6.60) магнитный поток Φ_{mi} в основании сердечника полюса;

при найденном Φ_{mi} , задавшись индукцией в основании сердечника полюса B_m , определить по (6.59) конечное значение ширины сердечника полюса b_{mi} после проведения i -й итерации.

Начальное значение ширины сердечника полюса на следующей $(i+1)$ -й итерации $b_{m(i+1)}$ принимается равным конечному значению этого размера на i -й итерации b_{mi} , т. е. $b_{m(i+1)} = b_{mi}$.

Начальное значение ширины сердечника полюса на первой итерации при $i=1$ рекомендуется определять по формуле

$$b_{mai} = b_{m01} = b_p - 2,2h_p,$$

где b_p — по (6.46) и h_p — по (6.57).

Чтобы оценить, с какой относительной точностью найдена ширина сердечника полюса на i -й итерации, нужно найти величину

$$\Delta_i = |b_{mi} - b_{m(i-1)}| / b_{mi}$$

и сравнить ее с заданной относительной точностью $\varepsilon = 0,01 \dots 0,02$. Если окажется, что $\Delta_i \leq \varepsilon$, то можно считать, что ширина сердечника

полюса $b_{mi}=b_m$ (в i -м приближении) найдена с достаточной точностью. Если нет (т. е. $\Delta_i > \varepsilon$), то нужно осуществить следующую $(i+1)$ итерацию, задаваясь при вычислении $\lambda_{\psi, i+1}$ (по 6.86) шириной сердечника полюса $b_{m0, i+1}=b_{mi}$. Как показывает опыт вычислений, заданная относительная точность ε достигается после 2...3 итераций.

Для экономии времени при расчете ширины сердечника полюса целесообразно использовать компьютер. Необходимая для этой цели программа, соответствующая изложенному выше алгоритму, может быть составлена самостоятельно.

Чтобы обеспечить достаточно надежное крепление катушки полюса, ширина полюсного сердечника должна удовлетворять условию

$$b_m \leq b_p - 1,5h_p.$$

Размеры обода ротора. Внешний диаметр обода ротора

$$D_{a2} = D - 2\delta - 2h_p - 2h_m, \quad (6.65)$$

Длина обода ротора l_{a2} (см. рис. 5.2) превосходит длину катушки обмотки возбуждения на величину $\Delta = 0,05...0,1$ м. Для катушки с двумя радиусами закругления длина обода ротора

$$l_{a2} = l_m + 2\delta_n + 2\delta_z + 2b_s + \Delta,$$

где $2\delta_n = 0,005...0,012$ м — двусторонняя толщина изоляции полюса с учетом припуска на сборку (табл. 6.8); $\delta_n = 0,01$ м — толщина канала между полюсом и обмоткой для охлаждения (предусматривается только в СК с водородным охлаждением); b_s — ширина провода обмотки возбуждения по (6.131), предварительно $b_s = 0,1\tau$.

Высоту обода h_{a2} ротора подбирают так, чтобы механические напряжения в нем не превышали допустимых величин. Магнитная индукция в ободе (ярме) ротора получается очень низкой. Это дает право не учитывать магнитное напряжение обода (ярма) ротора при расчете магнитной цепи.

При $p > 12$ обод укрепляют на спицевом остоле (см. рис. 1.33) и его высоту h_{a2} (см. рис. 5.1) выбирают предварительно (до проведения механического расчета) равной полюсному делению: $h_{a2} = \tau$; внутренний диаметр обода зависит от его высоты: $D'_{a2} = D_{a2} - 2h_{a2}$.

При $p < 12$ обод ротора обычно насаживают непосредственно на вал и его внутренний диаметр D'_{a2} (см. рис. 5.1) совпадает с диаметром вала D_v , подобранным при механическом расчете (см. рис. 1.31): $h_{a2} = 0,5(D_{a2} - D_v)$.

В крупных СК ($2p=8$, см. рис. 3.10) обод выполняют массивным из стальной поковки; он не только несет на себе полюса, но и одновременно играет роль центральной части вала (вал образуется из обода и прифланцованных к нему хвостовиков вала). В этом случае высоту обода выбирают предварительно $h_{\text{од}}=1,1(h_p+h_m)$.

§ 6.6. РАСЧЕТ МАГНИТНОЙ ЦЕПИ ПРИ ХОЛОСТОМ ХОДЕ

Магнитную цепь при холостом ходе рассчитывают для получения характеристик намагничивания $\Phi_f=f(F_f)$ и холостого хода $E_f=f(F_f)$. Расчет сводится к определению МДС обмотки возбуждения F_f при нескольких значениях потока взаимоиנדукции Φ_f и ЭДС взаимоиנדукции E_f . МДС возбуждения F_f равна сумме магнитных напряжений в отдельных участках замкнутой магнитной цепи: зазоре между статором и ротором F_{δ} , зубцах статора F_{z1} , зубцах полюсного наконечника F_{z2} , ярме статора F_{a1} , ярме ротора F_{a2} , сердечнике полюса F_m , подполюсном зазоре $F_{\delta m}$.

Эти магнитные напряжения могут быть точно определены, если предварительно рассчитано магнитное поле с учетом влияния насыщения и зубчатости статора и полюсов. Однако такой путь решения задачи весьма трудоемок и его нельзя рекомендовать для проведения инженерных расчетов.

Методика инженерного расчета магнитных напряжений базируется на анализе магнитного поля в зазоре, проведенного в идеализированной конструкции, при отсутствии зубчатости и насыщения статора и полюсов (при гладких поверхностях магнитопроводов статора и полюсов и при их бесконечно большой магнитной проницаемости). Форма поля в такой идеализированной конструкции (рис. 6.13) зависит от отношения характерных размеров полюсного наконечника: δ'_m/δ' ; $\alpha=b_p/\tau$ и δ'/τ .

При расчете магнитной цепи машины поле в идеализированной конструкции принято характеризовать коэффициентами k_f , k_{Φ} , α_{δ} , k_B , представленными в функции от отношений характерных размеров.

Коэффициент формы поля возбуждения

$$k_f=B_{\delta f_1}/B_{\delta f} \quad (6.66)$$

равен отношению основной гармонической индукции в зазоре $B_{\delta f_1}$ к радиальной составляющей индукции на оси полюса $B_{\delta f}=B_{\delta}$.

Коэффициент потока возбуждения

$$k_{\Phi}=\Phi_f/\Phi_{f_1} \quad (6.67)$$

равен отношению потока взаимоиנדукции

$$\Phi_f=\alpha_{\delta}\tau l_{\delta}B_{\delta f}=\tau l_{\delta}B_{\delta_{\text{ср}}}$$

к потоку первой гармонической составляющей индукции

$$\Phi_{f1} = (2/\pi) \tau l_{\delta} B_{\delta f1}.$$

Расчетный коэффициент полюсного перекрытия

$$\alpha_{\delta} = \frac{\Phi_f}{\tau l_{\delta} B_{\delta f}} = \frac{B_{\delta \text{ср}}}{B_{\delta f}} = \frac{k_{\Phi} \Phi_{f1}}{\tau l_{\delta} B_{\delta f}} = \frac{2}{\pi} k_{\Phi} k_f \quad (6.68)$$

равен отношению средней индукции $B_{\delta \text{ср}}$ к индукции на оси полюса $B_{\delta f} = B_{\delta}$.

Коэффициент формы ЭДС

$$k_B = \pi / (2 \sqrt{2} k_{\Phi}) = B_{\delta \text{нл}} / B_{\delta \text{ср}} \quad (6.69)$$

равен отношению действующего значения основной гармонической составляющей индукции $B_{\delta \text{нл}}$ к средней индукции $B_{\delta \text{ср}}$.

Зависимости коэффициентов k_f и k_{Φ} от отношений $\delta'_{\text{нл}}/\delta'$; $\alpha = b_p/\tau$ и δ'/τ (рис. 6.14, 6.15) были получены путем критериальной обработки результатов расчета магнитных полей в идеализированной конструкции по рис. 6.13 при различных значениях указанных отношений характеристик размеров.

Эту же систему коэффициентов (k_f , k_{Φ} , α_{δ} , k_B) можно использовать для расчета магнитных напряжений с учетом насыщения при реальной конструкции магнитопровода с зубцами и пазами на статоре и в полюсном наконечнике.

Анализ поля в реальной конструкции показывает, что влияние насыщения и зубчатости статора и полюсов проявляется в уменьшении усредненной индукции и сказывается наиболее заметно на оси полюса в области минимального зазора δ . В области края полюсного наконечника, где зазор увеличен в k_m раз и равен $\delta_m = k_m \delta$, а также в межполюсном пространстве это влияние менее существенно (рис. 6.16). Поэтому коэффициенты k_f , k_{Φ} , α_{δ} , k_B при насыщенном зубчатом магнитопроводе, контуры которого показаны на рис. 6.16 сплошной линией, могут быть определены для эквивалентных гладких магнитопроводов с увеличенным зазором, контуры которых показаны пунктиром. Наилучшее приближение для усредненной индукции и коэффициентов k_f , k_{Φ} получится, если принять эквивалентный минимальный зазор

$$\delta' = \delta k_{\delta} k_{\tau a}, \quad (6.70)$$

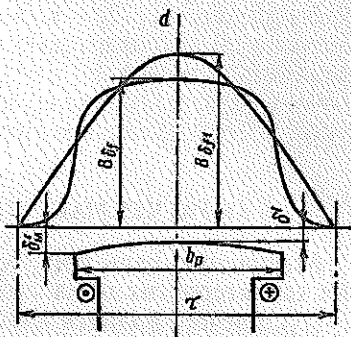


Рис. 6.13. Магнитное поле в зазоре при холостом ходе

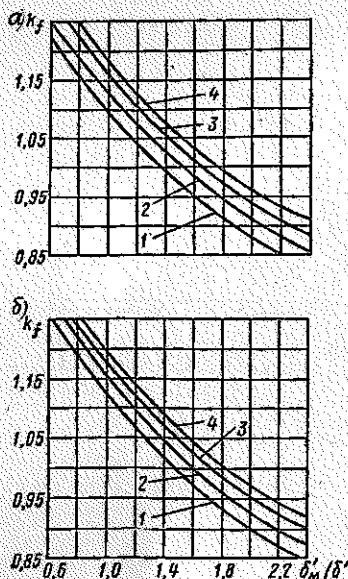


Рис. 6.14. Зависимость коэффициента k_f от δ'_m/δ' :

a — при $\delta'/\tau=0,05$; b — при $\delta'/\tau=0,03$; 1 — $\alpha=0,66$; 2 — $\alpha=0,69$; 3 — $\alpha=0,72$; 4 — $\alpha=0,75$

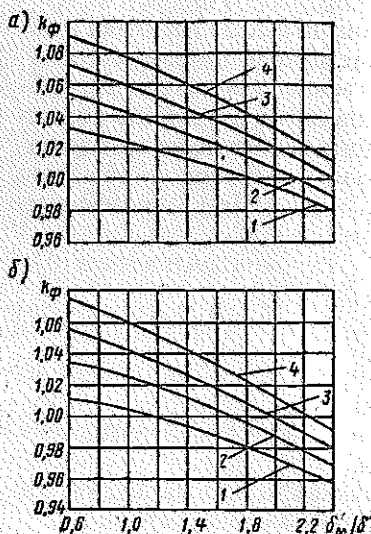


Рис. 6.15. Зависимость k_ϕ от δ'_m/δ' :

a — при $\delta'/\tau=0,05$; b — при $\delta'/\tau=0,03$; 1 — $\alpha=0,66$; 2 — $\alpha=0,69$; 3 — $\alpha=0,72$; 4 — $\alpha=0,75$

и эквивалентный максимальный зазор

$$\delta'_m = \delta_m k_{\delta m} k_{z_{\max}}. \quad (6.71)$$

В этих формулах k_δ и $k_{\delta m}$ — коэффициенты зазора соответственно для зазоров δ и δ_m (k_δ рассчитывается по (6.72); $k_{\delta m}$ также по (6.72), но при введении δ'_m вместо δ).

Цилиндрическая поверхность эквивалентного полюсного наконечника, показанная пунктиром на рис. 6.16, проводится радиусом

$$R'_p = D/(2 + 8D(\delta'_m - \delta)/b_p^2).$$

Коэффициенты k_{za} и $k_{z_{\max}}$ позволяют учесть влияние насыщения соответственно для зазоров δ и δ_m :

$$k_{za} = F_1/F_\delta,$$

где $F_1 = F_\delta + F_{z1} + F_{a1} + F_{z2}$ — см. далее.

$$k_{z_{\max}} = F_{1m}/F_{\delta m} \approx 1 + (k_{za} - 1)/k'_m,$$

где $F_{1M} = F_{\delta M} + F_{z1M} + F_{a1} + F_{z2M} = F_1$; $F_{\delta M}$, F_{z1M} , F_{z2M} — магнитные напряжения в области края полюса соответственно для зазора δ_m , зубцов статора и зубцов полюсного наконечника между пазами демпферной обмотки; $k'_M = \delta_m k_{\delta M} / (\delta k_\delta)$ — коэффициент.

Коэффициент зазора

$$k_\delta = k_{\delta 1} k_{\delta 2} k_{\delta 3} \quad (6.72)$$

определяется как произведение трех частичных коэффициентов: коэффициента зазора, учитывающего влияние пазов статора на магнитное сопротивление зазора,

$$k_{\delta 1} = t_{z1} / (t_{z1} - \gamma_1 \delta),$$

где $\gamma_1 = (b_n / \delta)^2 / (5 + b_n / \delta)$; коэффициента зазора, учитывающего влияние пазов демпферной обмотки в полюсном наконечнике,

$$k_{\delta 2} = t_{z2} / (t_{z2} - \gamma_2 \delta),$$

где $\gamma_2 = (b_{m2} / \delta)^2 / (5 + b_{m2} / \delta)$; и коэффициента зазора, учитывающего влияние радиальных каналов и выпучивания поля на краях магнитопровода,

$$k_{\delta 3} = l_1 / (l_1 + 2\delta - n_p \gamma_3 \delta),$$

где $\gamma_3 = (b_n / \delta)^2 / (5 + b_n / \delta)$.

Соотношения между величинами при холостом ходе. Магнитный поток (Вб) в зазоре является функцией ЭДС фазы статора при холостом ходе $E_f = U_n E_f (B)$

$$\Phi = c_1 k_\Phi E_f, \quad (6.73)$$

где $c_1 = 1 / (\pi \sqrt{2 f w_1 k_w})$ — коэффициент; k_Φ определяется по рис. 6.15 сначала при ориентировочном k_{za} (например, таком, как при том же

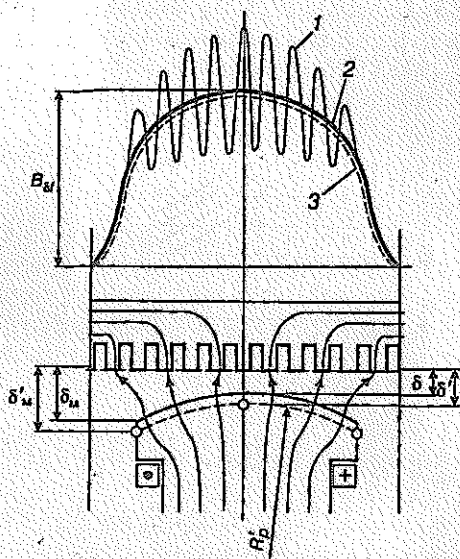


Рис. 6.16. Эквивалентирование зубчатого насыщенного магнитопровода с зазорами δ и δ_m гладким ненасыщенным магнитопроводом:

1 — индукция в зазоре с учетом зубчатости и насыщения; 2 — усредненная индукция; 3 — индукция в зазоре при эквивалентном гладком магнитопроводе

E_{δ} в примере расчета машины того же типа), затем при k_{za} , уточненном по (6.84). Отношение эквивалентного максимального зазора δ'_m по (6.71) к эквивалентному минимальному зазору по (6.70), необходимое для определения k_{ϕ} , вычисляется по формуле

$$\delta'_m/\delta' = (k'_m + k_{za} - 1)/k_{za}, \quad (6.74)$$

где $k'_m = \delta_m k_{\delta m} / (\delta k_{\delta})$.

Заметим, что уточнение k_{ϕ} и других величин, зависящих от k_{za} , необходимо только в случае, когда уточненное k_{za} отличается от ориентировочного k_{za} более чем на 0,03. Затем определяют соответствующие этому потоку индукции и магнитные напряжения в отдельных участках магнитной цепи. Магнитные напряжения рассчитывают на один полюс.

Индукция в зазоре (Тл)

$$B_{\delta} = c_2 \Phi / \alpha_{\delta}, \quad (6.75)$$

где $c_2 = 1/(\tau l_1)$ — коэффициент; α_{δ} — по (6.68) сначала приблизительно при ориентировочном k_{za} , затем, если это необходимо, при k_{za} , уточненном по (6.84).

Магнитное напряжение в зазоре (А)

$$F_{\delta} = c_5 B_{\delta}, \quad (6.76)$$

где $c_5 = k_{\delta} \delta / \mu_0$ — коэффициент.

Индукция в зубцах статора (Тл). Индукцию определяют в сечении на 1/3 высоты зубцов

$$B_{z1} = c_3 B_{\delta}, \quad (6.77)$$

где $c_3 = l_1 t_{z1} / (k_c l_m b_{1/3})$ — коэффициент;

$$b_{1/3} = t_{1/3} - b_w; \quad t_{1/3} = \pi (D + (2/3)h_w) / Z_1.$$

Магнитное напряжение в зубцах статора (А)

$$F_{z1} = h_n H_{z1}, \quad (6.78)$$

где h_n — высота паза; H_{z1} — напряженность, соответствующая индукции B_{z1} .

Напряженность поля H_{z1} при индукции $B_{z1} \leq 1,8$ Тл для стали 1512, 1513 и при индукции $B_{z1} \leq 1,9$ Тл для стали 3413 определяют по основным характеристикам намагничивания соответственно по табл. П2.1 и табл. П2.4. При больших расчетных индукциях B_{z1} приходится учитывать ответвление потока в паз, которое зависит от отношения сечения паза к сечению зуба:

$$k_{\pi} = t_{1/3} l_1 / (b_{1/3} l_m k_c) - 1. \quad (6.79)$$

При этом для определения напряженности пользуются семейством характеристик намагничивания при различных значениях коэффициента k_{π} , приведенных на рис. П2.1 (для стали 1512, 1513) и на рис. П2.2 (для стали 3413).

Индукция в ярме статора (Тл)

$$B_{a1} = c_4 \Phi, \quad (6.80)$$

где $c_4 = 1/(2l_m h_a k_{\pi})$ — коэффициент.

Магнитное напряжение ярма статора (А)

$$F_{a1} = \zeta L_{a1} H_{a1}, \quad (6.81)$$

где $L_{a1} = \pi (D_a - h_a)/(4p)$ — расчетная длина магнитных линий в ярме; ζ — коэффициент, учитывающий непостоянство индукции в ярме, определяют по рис. 6.17; H_{a1} — напряженность поля, соответствующая индукции B_{a1} .

Для стали 1512, 1513 H_{a1} определяют по табл. П2.1.

Поскольку линии поля в ярмах сегментов из электротехнической стали ориентированы в основном поперек проката, для определения напряженности в ярмах сердечников из холоднокатаной стали можно использовать характеристики намагничивания для горячекатаной стали по табл. П2.1, которые близки к характеристикам намагничивания холоднокатаной стали поперек направления проката.

Индукция в зубцах полюса (Тл). Определяют в наименьшем сечении зубца между стержнями демпферной обмотки

$$B_{z2} = c_5 B_{\delta}, \quad (6.82)$$

где $c_5 = t_{z2}/(k_{mc} b_{z2})$ — коэффициент; $b_{z2} = t_{z2} - d_c$; k_{mc} из (6.59).

Примечание. При массивных полюсах с рифлением $c_5 = t_{p2}/(t_{p2} - b_{k2})$, где t_{p2} — шаг рифления; b_{k2} — ширина канавки рифления. При массивных полюсах без рифления $c_5 = 0$.

Магнитное напряжение зубцов полюса (А)

$$F_{z2} = L_{z2} H_{z2}, \quad (6.83)$$

где $L_{z2} = h_4 + d_c$ — высота зубца

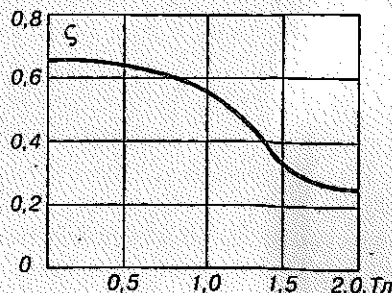


Рис. 6.17. Коэффициент ζ

между стержнями демпферной обмотки; H_{22} — напряженность, соответствующая индукции B_{22} .

Напряженность поля H_{22} определяют по табл. П2.2, так как демпферную обмотку применяют только при шихтованных полюсах.

Примечание. При массивных полюсах с рифлением $L_{22} = h_{22}$, где h_{22} — глубина канавки рифления. При массивных полюсах без рифления $L_{22} = 0$.

Магнитное напряжение зубцов и ярма статора, зазора и зубцов полюса

$$F_1 = F_\delta + F_{z1} + F_{a1} + F_{z2}.$$

Коэффициент насыщения

$$k_{za} = F_1 / F_\delta. \quad (6.84)$$

Коэффициент насыщения k_{za} по (6.84) следует сравнить с ориентировочным k_{za} , которым задались при определении коэффициентов k_Φ и k_f . Если окажется, что $|F_1 / F_\delta - k_{za}| \geq 0,03$, то расчет при данном E_f необходимо повторить, начиная с (6.73).

Коэффициент рассеяния полюсов при холостом ходе

$$\sigma_m = 1 + c_7 F_1 / \Phi = 1 + \Phi_\sigma / \Phi, \quad (6.85)$$

где $c_7 = \mu_0 l_1 \lambda_{f\Phi}$ — коэффициент; $\Phi_\sigma = \mu_0 \lambda_{f\Phi} F_1 l_1$.

Магнитная проводимость для потока рассеяния полюсов

$$\lambda_{f\Phi} = \lambda_p + \lambda_{m1} + \lambda_{m2}, \quad (6.86)$$

где $\lambda_p = \lambda'_p + 1,75 (a_p / c_p + 0,2) - 1,27 (a_p / c_p - 0,5)^2$; $\lambda_{m1} = 1,75 h_m / c_m$; $\lambda_{m2} = 1,17 b_m / l'_m$; $\lambda'_p = 4,44 (d_i / c_p - 0,25)$ при $d_i / c_p > 0,25$; $\lambda'_p = 0$ при $d_i / c_p \leq 0,25$; $c_p = \tau - b_p - \pi d_i / p$; $d_i = h_p + \delta - b_p^2 / (4D)$; $a_p = (b_p - b_m) / 2$; $c_m = c'_m - b_m$; $c'_m = \tau - \pi (h_m + 2(h_p + \delta)) / (2p)$.

Магнитный поток в основании сердечника полюса (Вб)

$$\Phi_m = \sigma_m \Phi = \Phi + \Phi_\sigma. \quad (6.87)$$

Индукция в основании сердечника полюса (Тл)

$$B_m = c_8 \Phi_m, \quad (6.88)$$

где $c_8 = 1 / (k_{m\sigma} l'_m b_m)$ — коэффициент.

Магнитное напряжение в сердечнике полюса (А)

$$F_m = h_m H_m, \quad (6.89)$$

где h_m — высота сердечника полюса; H_m — напряженность поля, соответствующая индукции B_m .

Напряженность H_m определяют по табл. П2.2 для шихтованных полюсов и по табл. П2.3 — для массивных полюсов.

Магнитное напряжение зазора между полюсом и ярмом ротора $F_{\text{зм}}$ определяют в зависимости от индукции B_m по следующим данным:

B_m , Тл	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	1,0	1,1	1,2	1,3
$F_{\text{зм}}$, А	50	80	110	140	180	230	280	350	410
B_m , Тл	1,4	1,5	1,6	1,7	1,8	1,9	2,0	2,1	2,2
$F_{\text{зм}}$, А	480	550	620	690	760	830	900	970	1040

Магнитное напряжение сердечника полюса и зазора между полюсом и ярмом ротора

$$F_2 = F_m + F_{\text{зм}}. \quad (6.90)$$

Результирующее напряжение магнитной цепи, равное при холостом ходе МДС обмотки возбуждения,

$$F_f = F_1 + F_2. \quad (6.91)$$

Последовательность расчета характеристик намагничивания и холостого хода. Расчет характеристики намагничивания (зависимости потока взаимной индукции Φ от МДС возбуждения F_f) и характеристики холостого хода (зависимости ЭДС E_f от МДС возбуждения) сводится в таблицу (см. табл. 9.2 в примере расчета). Коэффициенты пропорциональности в этой таблице ($c_1, c_2, c_3, \dots$) заменены в примере расчета конкретной машины их числовыми значениями согласно ранее приведенным формулам. Индукции и магнитные напряжения определяют по ЭДС $E_f = U_n E_f$ при $E_f = 0,5; 1,0; k_E; 1,2; 1,3$.

Индукции в стальных участках магнитной цепи статора ($B_{\text{ст}}, B_{\text{ал}}$) при $E_f = k_E U_n$ не должны превышать значений, приведенных в табл. 6.7.

За базисное значение МДС обмотки возбуждения принимают МДС F_{fx} при номинальном напряжении U_n .

МДС обмотки возбуждения в относительных единицах получают путем деления МДС F_f на F_{fx} :

$$F_{fj} = F_f / F_{fx}.$$

Характеристику холостого хода $E_{fj} = E_f / U_n = f(F_{fj})$ в относительных единицах рекомендуется сравнить с нормальной характеристикой холостого хода, построенной по следующим данным:

$F_{ef} = F_f F_{fz}$	0	0,5	1,0	1,5	2,0
$E_{ef} = E_f U_n$	0	0,53	1,0	1,23	1,30

Характеристики современных явнополюсных машин в насыщенной области располагаются обычно ниже нормальной характеристики холостого хода.

Кроме полной характеристики холостого хода $E_f = f(E_{ef})$, для определения МДС при нагрузке потребуется частичная характеристика холостого хода $E_{ef} = f(F_{ef})$. Характеристики нужно построить в относительных единицах (см. рис. 6.22).

Характеристика намагничивания машины $\Phi_e = \Phi / \Phi_{U=U_n} = f(F_{ef})$ в относительных единицах совпадает с характеристикой холостого хода, поэтому строить ее отдельно не следует.

Частичные характеристики намагничивания машины (см. рис. 6.24) $\Phi = f(F_1)$; $\Phi_e = f(F_1)$; $\Phi_m = f(F_2)$, необходимые для определения н.с. возбуждения при нагрузке, рекомендуется строить в абсолютных единицах (Вб, А).

Результаты расчета характеристик холостого хода и намагничивания при различных значениях $E_{ef} = 0,5; 1,0; k_E; 1,2; 1,3$ рекомендуется свести в таблицу (см. табл. 9.2 в примере расчета ГТ).

§ 6.7. ИНДУКТИВНЫЕ СОПРОТИВЛЕНИЯ ОБМОТОК

Выражение величин в относительных единицах и их приведение к обмотке статора. Индуктивные сопротивления обмоток машины рассчитывают в относительных единицах. За базисное сопротивление для обмотки статора принимают

$$z_6 = U_6 / I_6 = U_n / I_n = (2\sqrt{2} m_f w^2 k_{m1} k_f l_1 / p) (B_6 / A), \quad (6.92)$$

где B_6 — амплитуда индукции в зазоре при холостом ходе и номинальном напряжении; A — линейная нагрузка; k_f — коэффициент по рис. 6.14 при $E = U_n$ (из расчета магнитной цепи при холостом ходе).

Для представления в относительных единицах параметр z обмотки статора выражают в долях базисного сопротивления

$$z_* = z / z_6.$$

Чтобы выразить в относительных единицах параметры роторных обмоток, их нужно предварительно привести к обмотке статора путем умножения на коэффициент приведения. Например,

$$x_{*f\sigma} = x'_{fd} / z_6 = x_{fd} m_z / z_6. \quad (6.93)$$

Коэффициент приведения сопротивлений обмотки возбуждения

$$m_f = 0,5m_1 [w_1 k_{w1} / (2pw_f)]^2 [4k_d / (\pi k_f)]^2. \quad (6.94)$$

Соответственно для эквивалентных одновитковых контуров демпферной обмотки по продольной (k_d) и поперечной (k_q) осям коэффициенты приведения сопротивлений выражаются следующими формулами:

$$m_{hd} = 0,5m_1 [w_1 k_{w1} / (2p)]^2 [4k_d / (\pi k_{kd})]^2, \quad (6.95)$$

$$m_{hq} = 0,5m_1 [w_1 k_{w1} / (2p)]^2 [4k_q / (\pi k_{kq})]^2. \quad (6.96)$$

Коэффициенты, фигурирующие в (6.94), (6.95) и (6.96), характеризуют форму полей, образованных в зазоре различными МДС. Коэффициент k_f , характеризующий форму поля обмотки возбуждения, был дан в § 6.6 (см. рис. 6.14). Коэффициент k_d , называемый коэффициентом формы поля по продольной оси, равен отношению основной гармонической составляющей индукции B_{ad} к амплитуде индукции B_{ad} поля продольной МДС якоря:

$$k_d = k_f k_{ad}, \quad (6.97)$$

где k_{ad} — коэффициент реакции по продольной оси находится по рис. 6.18; k_f — по рис. 6.14. Причем оба коэффициента определяют без учета насыщения, т. е. при $k_{za} = 1$. При этом, как видно из (6.74),

$$\delta'_m / \delta' = k'_m = \frac{\delta_m k_{\delta m}}{\delta k_{\delta}}.$$

Коэффициент k_q , называемый коэффициентом формы поля по поперечной оси, равен отношению основной гармонической индукции поля поперечной МДС якоря B_{aq1} к амплитуде индукции поля этой МДС, определенной при равномерном зазоре δ' между статором и ротором:

$$k_q = k_f k_{aq}, \quad (6.98)$$

где k_{aq} — коэффициент реакции по поперечной оси находится по рис. 6.19; k_f — по рис. 6.14. Причем оба коэффициента определяют без учета насыщения при $k_{za} = 1$ и $\delta'_m / \delta' = k'_m$.

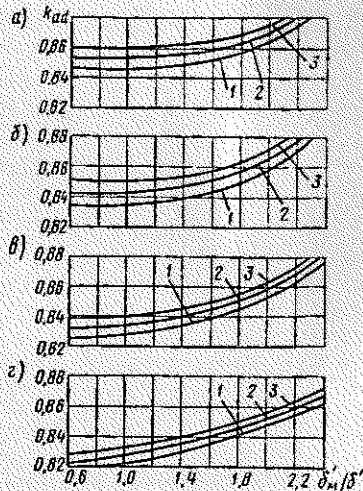


Рис. 6.18. Зависимость коэффициента k_{ad} от δ'_m / δ' :

а при $\alpha = 0,66$; б при $\alpha = 0,69$; в при $\alpha = 0,72$; г при $\alpha = 0,75$ (1 $\delta'/\tau = 0,01$; 2 $\delta'/\tau = 0,03$; 3 $\delta'/\tau = 0,05$)

Коэффициент k_{kq} , называемый коэффициентом формы поля демпферной обмотки по поперечной оси, равен отношению основной гармонической составляющей индукции поля МДС поперечного эквивалентного контура B_{kq1} к амплитуде индукции поля этой МДС, определенной при равномерном зазоре δ' между статором и ротором, и находится по рис. 6.20 также при $k_{za}=1$ и $\delta'_m/\delta' = k'_m$.

Коэффициент k_{kd} , называемый коэффициентом формы поля демпферной обмотки по продольной оси, совпадает с коэффициентом k_f .

$$k_{kd} = k_f. \quad (6.99)$$

Индуктивные сопротивления статора (якоря). Главное индуктивное сопротивление обмотки статора (якоря) по продольной оси (Ом)

$$x_{ad} = 4m_1 f \mu_0 t l_1 w_1^2 k_w^2 k_d / (\pi k_\delta \delta p), \quad (6.100)$$

где k_d — по (6.97) при $k_{za}=1$; k_δ — по (6.72); $\delta'_m/\delta' = k'_m$.

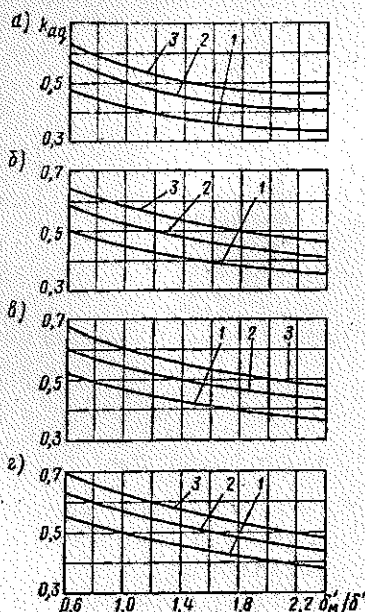


Рис. 6.19. Зависимость коэффициента k_{aq} от δ'_m/δ' :

а при $\alpha=0,66$; б при $\alpha=0,69$; в при $\alpha=0,72$; г при $\alpha=0,75$ ($\delta'/\tau=0,01$; 2 $\delta'/\tau=0,03$; 3 $\delta'/\tau=0,05$)

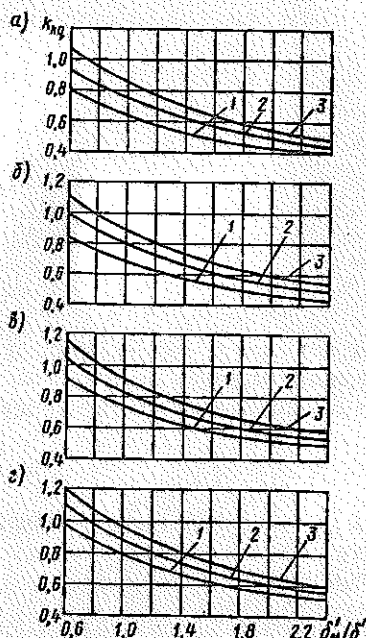


Рис. 6.20. Зависимость коэффициента k_{kq} от δ'_m/δ' :

а при $\alpha=0,66$; б при $\alpha=0,69$; в при $\alpha=0,72$; г при $\alpha=0,75$ ($\delta'/\tau=0,01$; 2 $\delta'/\tau=0,03$; 3 $\delta'/\tau=0,05$)

В относительных единицах

$$x_{ad} = x_{ad}/z_6 = x_{ad}I_n/U_n = \sqrt{2}\mu_0\tau k_w k_d A/(\pi\delta k_\delta \times \\ \times k_f B_\delta) = 2\mu_0\tau l_\delta k_d F_d/(\pi k_\delta \delta \Phi_1), \quad (6.101)$$

где F_d — амплитуда основной гармонической составляющей МДС якоря, А; Φ_1 — магнитный поток по основной гармонической индукции при холостом ходе и номинальном напряжении, Вб; B_δ — амплитуда индукции в зазоре при холостом ходе и номинальном напряжении, Тл (§ 6.6); A — линейная нагрузка, А/м; k_f — коэффициент (рис. 6.14), найденный с учетом насыщения при $E=U_n$ (§ 6.6).

Главное индуктивное сопротивление взаимной индукции обмотки статора (якоря) по поперечной оси (Ом)

$$x_{aq} = 4\pi f \mu_0 \tau l_1 w_1^2 k_q^2 k_g/(\pi k_\delta \delta p), \quad (6.102)$$

где k_g — по (6.98) при $k_{za}=1$.

В относительных единицах

$$x_{aq} = x_{aq}/z_6 = x_{aq}I_n/U_n = \\ = \sqrt{2}\mu_0\tau k_w k_g A/(\pi\delta k_\delta k_f B_\delta), \quad (6.103)$$

где B_δ , A , k_f — см. ранее.

Индуктивное сопротивление рассеяния обмотки статора (для токов прямой или обратной последовательности) (Ом)

$$x_\sigma = 4\pi\mu_0 f w_1^2 l_1 \lambda_\sigma/(pq_1), \quad (6.104)$$

где $\lambda_\sigma = \lambda_{\pi\psi} + \lambda_\pi + \lambda_\lambda$ — коэффициент проводимости для рассеяния обмотки статора.

Коэффициент проводимости пазового рассеяния

$$\lambda_{\pi\psi} = (\lambda_\pi + \lambda_\tau) k_\beta, \quad (6.105)$$

где $\lambda_\pi = h_1/(3b_\pi) + h_2/b_\pi$ — коэффициент проводимости для потоко-сцепления собственно пазового рассеяния (по рис. 6.2); $\lambda_\tau = 0,35\delta/b_\pi$ — коэффициент проводимости для потока рассеяния по головкам зубцов при $0,5 \leq \delta/b_\pi \leq 2$; $k_\beta = (1 + 3\beta)/4$ — коэффициент, которым учитывается влияние укорочения шага на пазовое рассеяние двухслойной трехфазной обмотки при $1 \geq \beta = y/\tau \geq 2/3$ (y — шаг катушки по § 6.1, 6.2).

Коэффициент проводимости лобового рассеяния при $2p \geq 6$, $y \approx 0,8\tau$ и вылете лобовых частей $f_n = 0,72y$ [36]

$$\lambda_{\pi} = [0,15\beta\tau/(q_1 l_1)] (\lambda'_{\pi d} + \lambda'_{\pi q}), \quad (6.106)$$

где $\lambda'_{\pi d} = \lambda_{11d} - k_1 \lambda_{21d}$; $\lambda'_{\pi q} = 2,4q_1^2$; $\lambda_{11d} = 2,5q_1^2$; $k_1 = (2m_1/\pi) q_1 (k_{w1} k_d / k_f)$ — коэффициент приведения проводимостей (k_d и k_f при $k_{za} = 1$); $\lambda_{21d} = 1,23q_1$.

Коэффициент проводимости дифференциального рассеяния

$$\lambda_d = \xi t_{z1} k_d / (12k_s \delta), \quad (6.107)$$

где $k_s = 2\alpha_s / (1 + k_g / k_d)$ — коэффициент для учета влияния явнополюсности ротора; $\xi = 2(Z_1/Z_2) k_\beta - k_{w1}^2 (Z_1/Z_2)^2$ — коэффициент дифференциального рассеяния при открытых пазах на статоре и демпферной обмотке на роторе (эквивалентное число пазов демпферной обмотки принимают $Z_2 = \pi D / t_{z2}$); для машины с массивными полюсами $\xi \approx 0,5$.

В относительных единицах

$$x_{\sigma} = x_{\sigma} I_{\pi} / U_{\pi} = [\pi^2 / (k_{w1}^2 k_d)] (\lambda_{\pi} / m_1 q_1) (\delta k_s / \tau) x_{\sigma ad}, \quad (6.108)$$

Индуктивные сопротивления ротора. Индуктивное сопротивление рассеяния обмотки возбуждения (в относительных единицах)

$$x_{\sigma f} = (2k_{ad} / k_f) (\lambda_{f\pi} + \lambda_{f\psi} + \lambda_{f\pi}) (\delta k_s / \tau) x_{\sigma ad}, \quad (6.109)$$

где $\lambda_{f\pi} = [k_f (2k_{ad})] [\tau / (\delta k_s)] [(4/\pi) k_{ad} k_\phi - 1]$ — коэффициент проводимости дифференциального рассеяния (на один полюс); $\lambda_{f\psi} = (\lambda_p + \lambda_{\pi d} / 1,53) (I'_{\pi} / l_1)$ — коэффициент проводимости для потокосцепления пазового рассеяния и рассеяния по головкам полюсов (на один полюс); $\lambda_{f\pi} = \lambda_{\pi d} / 2,65$ — коэффициент проводимости для потокосцепления рассеяния лобовых частей (на один полюс).

Расчет коэффициентов λ_p , $\lambda_{\pi d}$ и $\lambda_{\pi \pi}$ см. § 6.6.

Индуктивное сопротивление рассеяния демпферной обмотки по продольной оси (в относительных единицах):

а) индуктивное сопротивление рассеяния стержней

$$x_{\sigma pd} = (2k_{ad} / k_f) (\lambda_{\pi d} + \lambda_{\pi d}) (\delta k_s / \tau) x_{\sigma ad}, \quad (6.110)$$

где $\lambda_{\pi d} = 2\pi (\lambda_{\pi \psi} + \lambda_{\pi \kappa}) I_p / [n_c (1 - k_{0\kappa}) l_1]$ — коэффициент проводимости для потокосцепления пазового рассеяния и рассеяния по головкам зубцов демпферной обмотки (на один полюс по продольной оси); $\lambda_{\pi d} = 2\pi \lambda_{\kappa d} I_p / [n_c (1 - k_{0\kappa}) l_1]$ — коэффициент проводимости дифференциального рассеяния демпферной обмотки (на один полюс по продольной оси); $k_{0\kappa} = \sin n_c \alpha_k / (n_c \sin \alpha_k)$ — коэффициент распределения демпферной обмотки ($\alpha_k = \pi t_{z2} / \tau$); $\lambda_{\pi \psi} = 0,62 + h_4 / b_{m2}$ — коэффициент

проводимости для потокоосцепления пазового рассеяния демпферной обмотки (на один паз); $\lambda_{\kappa} = (1/\pi) \{1 + \ln [\delta/(2b_{\text{паз}})]\}$ — коэффициент проводимости рассеяния по головкам зубцов демпферной обмотки; $\lambda_{\kappa d} = t_{22}/(12\delta k_{\delta})$ — коэффициент проводимости дифференциального рассеяния демпферной обмотки (на один стержень); n_c — число стержней на полюс;

б) индуктивное сопротивление рассеяния короткозамыкающих колец (лобовых частей) демпферной обмотки

$$x_{\bullet nd} = (2k_{ad}/k_f) \lambda_{nd} (\delta k_{\delta}/\tau) x_{\bullet ad}, \quad (6.111)$$

где $\lambda_{nd} = 0,18\tau/[(1 - k_{0k}) l_1]$ — коэффициент проводимости для потокоосцепления рассеяния короткозамыкающих колец (лобовых частей) демпферной обмотки по продольной оси;

в) индуктивное сопротивление рассеяния демпферной обмотки

$$x_{\bullet knd} = x_{\bullet pd} + x_{\bullet nd}. \quad (6.112)$$

Индуктивное сопротивление рассеяния демпферных контуров массивных полюсов по продольной оси (в относительных единицах):

а) индуктивное сопротивление рассеяния массивных полюсных наконечников

$$x_{\bullet pd} = 0,61 r_{\bullet pd}, \quad (6.113)$$

где $r_{\bullet pd}$ — см. § 6.10;

б) индуктивное сопротивление рассеяния короткозамыкающих колец $x_{\bullet nd}$ определяется по (6.111) при $k_{0k} = (\sin \alpha\pi)/(\alpha\pi)$, где $\alpha = b_p'/\tau$;

в) индуктивное сопротивление рассеяния демпферных контуров массивных полюсов

$$x_{\bullet knd} = x_{\bullet pd} + x_{\bullet nd}, \quad (6.114)$$

где $x_{\bullet pd}$ — по (6.113).

Формулы относятся к машине, в которой к торцам наконечников массивных полюсов прифланцованы короткозамыкающие кольца.

Индуктивное сопротивление рассеяния демпферной обмотки или демпферных контуров массивных полюсов по поперечной оси:

а) индуктивное сопротивление рассеяния стержней демпферной обмотки или массивных полюсных наконечников (при полных короткозамыкающих кольцах, объединяющих электрически все полюса ротора)

$$x_{\bullet pq} = 0,75 x_{\bullet pd}, \quad (6.115)$$

где $x_{\bullet pd}$ — соответственно по (6.110) или (6.113);

б) индуктивное сопротивление рассеяния короткозамыкающих колец (при полных короткозамыкающих кольцах)

$$x_{\text{нд}} = 1,5x_{\text{нд}}, \quad (6.116)$$

где $x_{\text{нд}}$ — по (6.111) с учетом замечания, сделанного при рассмотрении массивных полюсов;

в) индуктивное сопротивление рассеяния демпферной обмотки или демпферных контуров массивных полюсов при наличии полных короткозамыкающих колец

$$x_{\text{кд}} = x_{\text{р}} + x_{\text{нд}}, \quad (6.117)$$

при отсутствии электрических соединений между короткозамыкающими сегментами отдельных полюсов

$$x_{\text{кд}} = 4x_{\text{кд}}. \quad (6.118)$$

Индуктивное сопротивление нулевой последовательности

$$x_0 = [\pi^2 / (k_{\text{в}}^2 k_{\text{д}})] [(\lambda_{\text{нд}} + \lambda_{\text{р}} + \lambda_{\text{нд}}) / (m_1 q_1)] (\delta k_s / \tau) x_{\text{нд}},$$

где $\lambda_{\text{нд}} = \lambda_{\text{нд}} (k_{\text{р}} / k_{\text{в}})$ — коэффициент проводимости для потокосцепления пазового рассеяния при токах нулевой последовательности [$\lambda_{\text{нд}}$, см. (6.105)]; $k_{\text{р}} = 3\beta - 2$; $k_{\text{в}} = (1 + 3\beta) / 4$; $\lambda_{\text{р}} = [k_{\text{р}} \sqrt{2k_{\text{р}} k_{\text{в}}^2 m_1 q_1} / (2\pi^2)] [\tau / (\delta k_s)] [1 / (3q_1)^2 + 0,13k_{\text{р}} - 0,11k_{\text{р}}^2 + 0,037]$ — коэффициент проводимости для дифференциального рассеяния при токах нулевой последовательности (для явнополюсной машины без демпферной обмотки $k_{\text{р}} = 1$, для явнополюсной машины с демпферной обмоткой или с массивными полюсами $k_{\text{р}} = 0,5$); $k_{\text{р1}}$ — коэффициент распределения по (6.19); $\lambda_{\text{нд}} = 0,087\beta \tau q_1 / l_1$ — коэффициент проводимости для лобового рассеяния при токах нулевой последовательности [36].

§ 6.8. РАСЧЕТ МДС ВОЗБУЖДЕНИЯ ПРИ НАГРУЗКЕ

Магнитное поле при нагрузке образуется током в обмотке возбуждения I_f и симметричной трехфазной системой токов I обмотки статора (якоря). Наибольшую роль в процессе преобразования энергии в машине играет магнитное поле взаимной индукции, соответствующее основной гармонической индукции в зазоре $B_{\delta 1}$.

Для расчета поля взаимной индукции нужно знать размеры и свойства материалов магнитной цепи [в виде зависимостей $B = f(H)$], МДС обмотки возбуждения $F_f = w_f I_f$, амплитуду основной гармонической МДС якоря

$$F_a = (\sqrt{2}/\pi) m_1 (I w_1 k_{w1}/p) \quad (6.119)$$

МДС возбуждения не только по своей форме, но и по пространственному расположению относительно полюсов.

Чтобы иметь возможность использовать в расчете магнитной цепи при нагрузке результаты расчета магнитной цепи при холостом ходе, прибегают к замене составляющих МДС якоря эквивалентными МДС возбуждения.

В ненасыщенной машине, когда магнитная проницаемость стальных участков магнитной цепи считается бесконечно большой, поля от каждой из составляющих МДС могут рассматриваться независимо, и эквивалентирование МДС якоря не вызывает затруднений. Синусоидально распределенные составляющие МДС якоря с амплитудами F_d и F_q по (6.120) и (6.121) заменяют эквивалентными МДС обмотки возбуждения (F_{ad} и F_{aq}), которые выбирают из условия сохранения амплитуд основных гармонических составляющих индукции в зазоре и ЭДС, индуктированных в обмотке якоря.

МДС обмотки возбуждения, эквивалентная продольной МДС якоря,

$$F_{ad} = k_{ad} F_d, \quad (6.122)$$

где $k_{ad} = k_d/k_f = f(\alpha, \delta'_m/\delta', \delta'/\tau)$ — по рис. 6.18.

МДС обмотки возбуждения, эквивалентная поперечной МДС якоря,

$$F_{aq} = k_{aq} F_q, \quad (6.123)$$

где $k_{aq} = k_q/k_f = f(\alpha, \delta'_m/\delta', \delta'/\tau)$ — по рис. 6.19.

Влияние зубчатости магнитопроводов статора и ротора на эти коэффициенты учтено введением эквивалентного минимального $\delta' = k_\delta \delta$ и эквивалентного максимального $\delta'_m = \delta_m k_{\delta m}$ и их отношения $k'_m = \delta'_m/\delta'$.

В насыщенной машине поля от продольных и поперечных МДС уже нельзя считать независимыми. Для учета их взаимного влияния можно воспользоваться приближенным методом, основанным на работах Р. Рихтера и П. С. Сергеева [29] и изложенным в [21].

В этом методе действительные синусоидально распределенные МДС F_d и F_q , оказывающие определенное влияние на основные гармонические индукции продольного и поперечного полей и индуктируемые ими ЭДС (E_{rd} и $E_{rq} = E_{aq}$), заменяют эквивалентными в отношении этого влияния МДС обмотки возбуждения F'_{ad} и F'_{aq} МДС, эквивалентная в отношении влияния якоря на продольное поле,

$$F'_{ad} = \xi_d k_{ad} F_d + k_{qd}(\tau/\delta') |F_q| \quad (6.124)$$

зависит как от продольной, так и от поперечной МДС якоря, действие которой на продольное поле аналогично влиянию поперечной МДС в насыщенной машине постоянного тока.

МДС, эквивалентная в отношении влияния якоря на поперечное поле,

$$F'_{aq} = \xi_q k_{aq} F_q \quad (6.125)$$

зависит только от поперечной МДС якоря. Этой МДС, как показано на рис. 6.22, соответствует по 3-й характеристике ЭДС $E'_{aq} = E_{rq} = x_{aqn} I_q = x_{aqn} I \cos \beta$.

Критериальные величины ξ_d , ξ_q , k_{qd} в (6.124) и (6.125) зависят от коэффициента $k_{za} = F_1/F_\delta$, характеризующего степень насыщения магнитопровода результирующим потоком Φ_r , и от отношения $k'_m = \delta'_m/\delta'$, характеризующего форму зазора с учетом влияния зубчатости (рис. 6.23).

Как видно из кривых, приведенных на рис. 6.23, в ненасыщенной машине (при $k_{za} = 1$) коэффициенты ξ_d , ξ_q не отличаются от единицы ($\xi_d = \xi_q = 1$), а коэффициент k_{qd} обращается в нуль ($k_{qd} = 0$). При этом уравнения (6.124), (6.125) для эквивалентных МДС не отличаются соответственно от (6.122), (6.123), полученных для ненасыщенной машины.

МДС возбуждения при нагрузке определяют следующим образом. Режим нагрузки машины задают фазным напряжением U , фазным током I и углом между ними φ .

1. Для заданного режима нагрузки строят векторную диаграмму (см. рис. 6.21) в относительных единицах. Ее построение начинают с фазного тока I_* , изображаемого в произвольном масштабе. Под углом φ к нему откладывают в некотором масштабе комплекс фазного напряжения U_* . К вектору U_* добавляют падение напряжения в индуктивном сопротивлении рассеяния статора* $j x_{\sigma} I_*$ и определяют E_{*r} — ЭДС от результирующего поля взаимоиנדукции.

Тот же результат можно получить и аналитически:

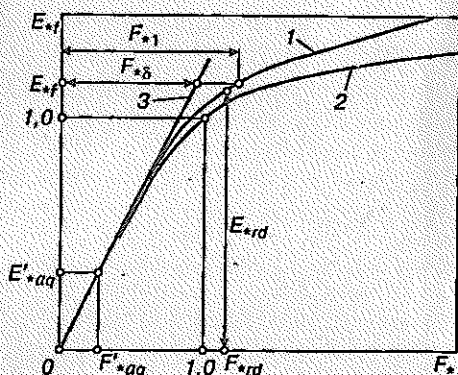


Рис. 6.22. Полная (2) и частичная (1) характеристики холостого хода:

1 — $E_f = f(F_1)$; 2 — $E_f = f(F_1)$; 3 — $E_x = f(F_\delta)$

*Падение напряжения в активном сопротивлении обмотки статора из-за его малости можно не учитывать.

$$E_r = \sqrt{U^2 + I \cdot x_{\sigma} (2U \cdot \sin \varphi + x_{\sigma} I)}.$$

Угол между E_r и током I .

$$\alpha = \arcsin ((U \cdot \sin \varphi + x_{\sigma} I) / E_r).$$

2. По ЭДС E_r с помощью частичной характеристики холостого хода $E_r = f(F_{r1})$ определяют, как показано на рис. 6.22, магнитные напряжения F_{r1} и F_{r2} , а также и коэффициент насыщения $k_{za} = F_{r1} / F_{r2}$.

3. По рис. 6.23 для найденного k_{za} и $k'_m = \delta'_m / \delta' = \delta_m k_{\delta m} / (\delta k_{\delta})$ определяют коэффициенты ξ_d , ξ_q , k_{qd} , по рис. 6.18, 6.19 — коэффициенты k_{ad} и k_{aq} .

4. Положение точки Q , определяющей направление оси $(-q)$ и угол β , находят, добавляя к ЭДС E_r комплекс $jx_{aqn}I$, в котором $x_{aqn} = \xi_q x_{aq}$ — насыщенное значение главного индуктивного сопротивления обмотки статора (якоря) по поперечной оси.

Модуль вектора OQ и угол β можно получить и аналитически:

$$OQ = \sqrt{U^2 + I \cdot x_{qn} (2U \cdot \sin \varphi + I \cdot x_{qn})};$$

$$\beta = \arcsin ((U \cdot \sin \varphi + I \cdot x_{qn}) / OQ),$$

где $x_{qn} = x_{\sigma} + x_{aqn}$.

5. Опустив перпендикуляр AD из точки A на OQ , раскладывают ЭДС E_r на составляющие E_{rd} (ЭДС от результирующего продольного поля взаимной индукции) и $E_{rq} = E'_{aq}$ (ЭДС от результирующего поперечного поля взаимной индукции).

ЭДС E_{rd} и $E_{rq} = E'_{aq}$ можно получить и аналитически:

$$E_{rd} = E_r \cos (\beta - \alpha);$$

$$E_{rq} = E'_{aq} = E_r \sin (\beta - \alpha) = x_{aqn} I \cdot \cos \beta.$$

6. По ЭДС E_{rd} с помощью частичной характеристики холостого хода $E_r = f(F_{r1})$ определяют, как показано на рис. 6.22, МДС F_{rd} в относительных единицах. Ту же МДС в абсолютных единицах вычисляют, зная базисное значение МДС возбуждения F_{fx} при холостом ходе и номинальном напряжении: $F_{rd} = F_{rd} F_{fx}$. А. На векторной диаграмме по рис. 6.21 комплекс $\underline{F_{rd}}$ опережает на угол $\pi/2$ ЭДС $\underline{E_{rd}}$.

7. По частичной характеристике намагничивания $\Phi = f(F_1)$ (кривая 1 на рис. 6.24) определяют магнитный поток взаимной индукции по продольной оси Φ_{rd} , соответствующий МДС F_{rd} .

8. По (6.124) рассчитывают МДС F'_{ad} , эквивалентную в отношении влияния якоря на продольное поле. МДС F_d и F_q , ко-

которые входят в (6.124), вычисляются по (6.120, 6.121) в следующем виде:

$$F_d = F_m I_a \sin \beta,$$

$$F_q = F_m I_a \cos \beta,$$

где F_m — МДС якоря при номинальной нагрузке ($I = I_n$) по (6.119). Направление комплекса F'_{ad} на диаграмме по рис. 6.21 зависит от знака F'_{ad} . Если $F'_{ad} > 0$, то комплекс F'_{ad} направлен по оси $(-d)$, как на рис. 6.21; если $F'_{ad} < 0$, то комплекс F'_{ad} направлен по оси d .

9. Магнитное напряжение между полюсными наконечниками соседних полюсов, от которого при нагрузке зависит поток рассеяния полюсов Φ_σ , определяют по формуле

$$F_{1f} = |F_{rd} - F'_{ad}|.$$

10. По магнитному напряжению F_{1f} с помощью 2-й частичной характеристики намагничивания $\Phi_\sigma = f(F_{1f})$ определяют, как показано на рис. 6.24, поток рассеяния полюсов Φ_σ .

11. Прибавив поток рассеяния полюсов Φ_σ к потоку взаимной индукции по продольной оси Φ_{rd} , который входит в полюс со стороны зазора, определяют поток в сердечнике полюса у его основания $\Phi_m = \Phi_\sigma + \Phi_{rd}$ и по характеристике $\Phi_m = f(F_2)$ (кривая 3) — магнитное напряжение F_2 , соответствующее потоку Φ_m .

12. Складывая F_{1f} и F_2 , получают МДС возбуждения при нагрузке (см. рис. 6.21, 6.24):

$$F_f = F_{1f} + F_2. \quad (6.126)$$

При правильно выбранных размерах и электромагнитных нагрузках относительная величина МДС возбуждения при номиналь-

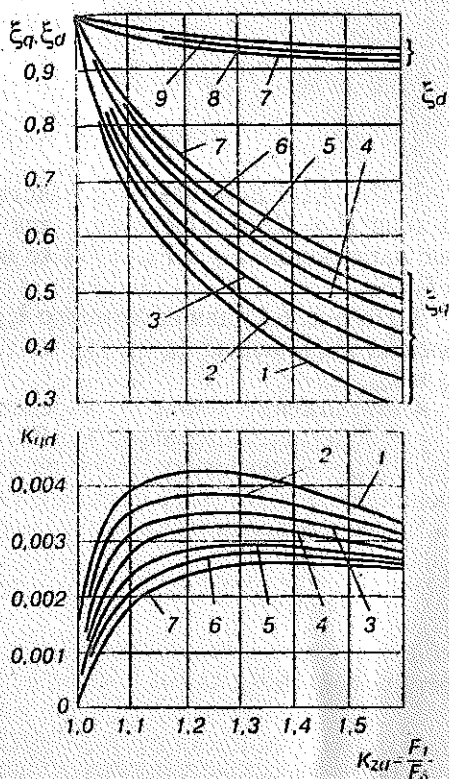


Рис. 6.23. Зависимость коэффициентов ξ_q , ξ_d и k_{qd} от $k_{2d} = F_1/F_\delta$ при δ'_m/δ' :

1 — 0,8; 2 — 1; 3 — 1,2; 4 — 1,4; 5 — 1,6; 6 — 1,8; 7 — 2; 8 — 1,5; 9 — 1

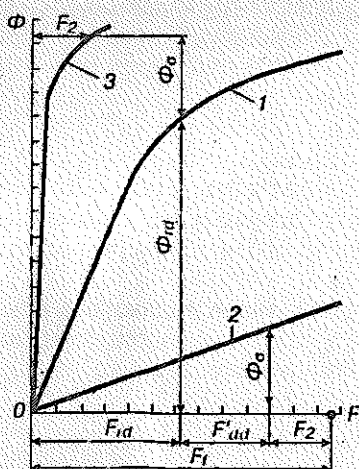


Рис. 6.24. Определение МДС возбуждения при нагрузке:

1 $\Phi = f(F_1)$; 2 $\Phi_a = f(F_1)$; 3 $\Phi_m = f(F_2)$

нагрузке пригоден для любого нагрузочного режима синхронной явнополюсной машины.

ной нагрузке $F_{jn} = F_{fa}/F_{fx}$ должна быть близка к МДС найденной ориентировочно при выборе ширины сердечника полюса b_m .

Индукции в участках магнитной цепи при номинальной нагрузке определяют по формулам из § 6.6:

$$B_{\delta n} = c_2 \Phi_{rn} / \alpha_{\delta} \text{ по (6.75),}$$

$$\text{где } \Phi_{rn} = \Phi_{r\delta n} E_{rn} / E_{r\delta n};$$

$$B_{z1n} = c_3 B_{\delta n} \text{ по (6.77);}$$

$$B_{z2n} = c_5 B_{\delta n} \text{ по (6.82);}$$

$$B_{a1n} = c_4 \Phi_{rn} \text{ по (6.80);}$$

$$B_{mn} = c_6 \Phi_{mn} \text{ по (6.88).}$$

Эти индукции должны находиться в пределах, указанных в табл. 6.7.

Изложенный выше алгоритм определения тока возбуждения при

Таблица 6.7

Участки магнитной цепи	Обозначение	Индукция, Тл
Ярмо статора	B_{a1}	1,35...1,5
Зубцы статора (у зазора)	B'_{z1}	1,80...1,90*
Зубцы статора (на 1/3 высоты паза)	B_{z1}	1,90...2,0
		1,60...1,8
		1,7...1,9
Сердечник полюса	B_m	1,5...1,7

* В числителе указаны индукции для стали 1512, 1513, в знаменателе — для стали 3413.

Режим задается напряжением U и током I в относительных единицах и углом между ними φ (в режиме генератора с перевозбуждением $\pi/2 > \varphi > 0$; в том же режиме с недовозбуждением $-\pi/2 < \varphi < 0$; в режиме двигателя с перевозбуждением $\pi > \varphi > \pi/2$, в том же режиме с недовозбуждением $-\pi < \varphi < -\pi/2$).

С целью определения МДС возбуждения при номинальной нагрузке $F_{\text{д}}$ расчет по изложенному алгоритму производят при $U_*=1$; $I_*=1$; $\varphi=\varphi_n=\arccos(\cos \varphi_n)$. Для построения регулировочной характеристики генератора $I_{\text{г}}=F_{\text{г}}=f(I_*)$ и характеристики КПД, $\eta=f(I_*)$, показанных на рис. 9.6 в примере расчета ГГ, необходимо повторить расчеты по изложенному алгоритму при $U_*=1$; $I_*=0,25$; $0,50$; $0,75$ и $\varphi=\varphi_n$. Результаты расчета МДС возбуждения при номинальной и частичной нагрузках по изложенному алгоритму сводят в таблицу (см. табл. 9.3 в примере расчета ГГ).

Для выполнения этого расчета целесообразно использовать компьютер. Программу для такого расчета, соответствующую изложенному выше алгоритму, легко составить самостоятельно.

§ 6.9. ВЫБОР РАЗМЕРОВ И ОСНОВНЫХ ПАРАМЕТРОВ ОБОТКИ ВОЗБУЖДЕНИЯ

Обмотка возбуждения явнополюсной машины образуется из $2r$ последовательно включенных катушек, охватывающих сердечники полюсов. Каждая катушка состоит из w_f витков, схема соединения катушек показана на рис. 6.25.

Катушки возбуждения гидрогенераторов и компенсаторов изготовляют из голой шинной меди большого сечения $s_f=100\ldots 800$ (1200) мм^2 , намотанной на ребро. Катушки таких обмоток состоят из одного слоя (ряда) витков, неизолированная наружная поверхность которых хорошо охлаждается (см. рис. 6.8 справа и рис. 1.44).

По сравнению с многослойными обмотками из изолированных проводников (см. рис. 6.8 слева) в однорядной обмотке можно допустить значительно более высокие удельные тепловые нагрузки. Для увеличения поверхности, омываемой воздухом, при сечениях $s_f > 300 \text{ мм}^2$ вместо прямоугольного профиля меди (рис. 6.26, а) применяют полосовую медь с профилем, изображенным на рис. 6.26, б и 1.45. Под шириной b_f такого провода понимают ширину провода прямоугольного сечения, имеющего ту же высоту и то же сечение s_f : $b_f = s_f/a_e$.

Изоляцию однорядной обмотки возбуждения гидрогенератора выполняют по классу В с допустимым превышением температуры относительно поступающего в машину воздуха 90° (95°) С (табл. 6.8).

Изоляция витков катушки состоит из нескольких слоев стеклоткани с общей толщиной $h_e=0,4 \text{ мм}$, приклеенных к широкой стороне b_f медной полосы (см. рис. 6.8, табл. 6.8).

От кромки полюсного башмака и поверхности ярма ротора катушку изолируют при помощи стеклотекстолитовых шайб,

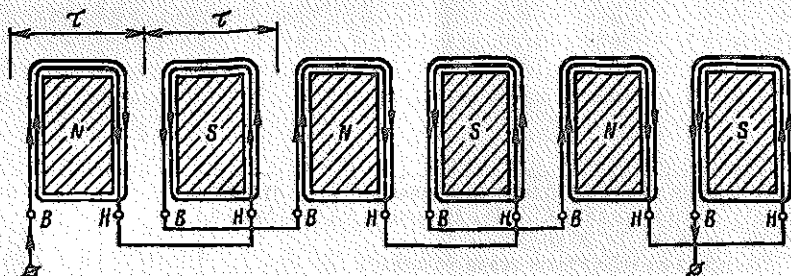


Рис. 6.25. Схема обмотки возбуждения явнопольной синхронной машины ($2p=6$)

боковую поверхность полюсного сердечника — одним слоем стеклотекстолита.

Размеры обмотки возбуждения определяются требуемой МДС при номинальной нагрузке и допустимым превышением ее температуры.

Номинальное напряжение возбuditеля $U_{\text{я}}$, равное напряжению на обмотке возбуждения, зависит при выбранных размерах полюса только от необходимой МДС возбуждения $F_{\text{я}}$ (см. § 6.8) и от сечения обмотки возбуждения s_f :

$$U_{\text{я}} = 1,15 \cdot 4\rho l_f p F_{\text{я}} / s_f, \quad (6.127)$$

где 1,15 — коэффициент запаса; ρ — удельное сопротивление меди обмотки возбуждения (при рабочей температуре), Ом · м.

Средняя длина полувитка обмотки возбуждения l_f зависит от размеров полюса.

Для катушки, намотанной с двумя радиусами закругления (см. рис. 6.10), приняв предварительно $r = 0,1\tau + \delta_n + \delta_z$ и $b_f = 0,1\tau$, определим

$$l_f = b_m + l_m + 0,07\tau + \pi(\delta_n + \delta_z), \quad (6.128)$$

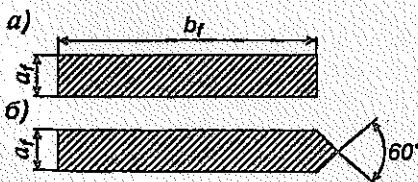


Рис. 6.26. Профили провода обмотки возбуждения

где l_m — по (6.49); $\delta_n = 0,0025 \dots 0,006$ м — однасторонняя толщина изоляции полюса с учетом припуска на сборку (см. табл. 6.8); $\delta_z = 0,01$ м — толщина канала между полюсом и обмоткой (предусматривается только в СК с водородным охлаждением).

Таблица 6.8

Обозначение по рис. 6.8	Название позиции по рис. 6.8	Число слоев	Общая толщина, мм
1	Верхняя и нижняя изоляционные шайбы (на одну шайбу) — стеклотекстолит СТЭФ-1 толщиной $\delta_{ш}=0,05h_m=6, 8, 10, 12, 14, 16, 18, 20$ мм	1	5...15
2	Наклейка из асбестовой ткани толщиной 1,0 мм	1	1,0
3	Ленточная полосовая медь	—	—
4	Изоляция сердечника полюса (на одну сторону) — стеклотекстолит СТЭФ-1 толщиной 1,5...3 мм	1	2...3,0
5	Изоляция между витками (на один виток) — стеклоткань толщиной 0,1 мм, пропитанная эпоксидным связующим	4	$h_n=0,4$
6	Пружины, сжимающие катушку	—	—
7	Стальная шайба толщиной 3...5 мм для упора пружин (позиция 6)	1	3...5
	Полная толщина изоляции по высоте полюса (с учетом припуска на сборку и поз. 2 и 7) $\delta_h=h_m-h'_m$ Полная двусторонняя толщина изоляции по ширине полюса с учетом припуска на сборку $2\delta_n=(b'_m-b_m)$	$\delta_h=2\delta_{ш}+0,04h_m+(5...7)$ —	5...12

Примечания: 1. Припуск на сборку по высоте взят равным $0,04 h_m$.

2. Большие из рекомендуемых размеров выбирают при $\tau > 80$ см, меньшие — при $\tau = 20...30$ см, при других τ — промежуточные размеры.

Выбор размеров и площади сечения провода. Выбор ширины провода b_f , числа витков катушки w_f и плотности тока в обмотке Δ_f увязывают так, чтобы превышение температуры обмотки возбуждения θ_f находилось в допустимых пределах. Для этого необходимо иметь:

$$\Delta_f = c_f \alpha_f \theta_f' k_x h'_m / (\rho_i F_{fb}), \quad (6.129)$$

$$b_f = [\rho_i / (c_f \alpha_f \theta_f')] [F_{fb} / (k_x h'_m)]^2. \quad (6.130)$$

Здесь

$$\rho_i = \rho_{20} [1 + 0,004 (t - 20)] \quad (6.131)$$

— удельное сопротивление меди при температуре $t^\circ\text{C}$; $\rho_{20} = 0,0175 \cdot 10^{-6}$ — удельное сопротивление меди при температуре 20°C , Ом·м; c_f — коэффициент интенсивности охлаждения ($c_f=1$ при охлаждении катушки только снаружи; $c_f=2$ при охлаждении катушки и снаружи и изнутри со стороны канала между полюсом и катушкой).

Коэффициент теплопередачи от поверхности катушки к охлаждающему газу α_f , Вт/(м²·°С) зависит от способа охлаждения: при прямоугольном сечении проводов по рис. 6.26, а и воздушном охлаждении

$$\alpha_f = 16,7 (1 + 4,4 \sqrt{\tau}); \quad (6.132)$$

при проводах со специальным профилем сечения по рис. 6.26, б и воздушном охлаждении

$$\alpha_f = 22 (1 + 4,4 \sqrt{\tau}); \quad (6.133)$$

при водородном охлаждении и при избыточном давлении H_n

$$\alpha_f = 1,3 [(H_n + H_a)/H_a]^{0,8} \alpha_{fa}, \quad (6.134)$$

где H_a — атмосферное давление; α_{fa} — коэффициент теплопередачи при воздушном охлаждении.

В формулы (6.129), (6.130) входит также высота катушки

$$h'_m = h_m - \delta_h, \quad (6.135)$$

где δ_h — полная толщина изоляции катушки по высоте (см. табл. 6.11); k_x — коэффициент заполнения высоты катушки медью, зависящий от полюсного деления τ :

τ , м	0,20	0,30	0,40	0,60	0,80
k_x	0,90	0,925	0,95	0,965	0,975

Превышение температуры обмотки θ_f для изоляции класса В можно было бы принять 95°С, однако с целью уменьшения потерь в обмотке возбуждения это превышение берут равным 75°С. Удельное сопротивление меди обмотки берут $\rho_t = 0,0242 \cdot 10^{-6}$ Ом·м для температуры обмотки 75+35+5=115°С, складывающейся из превышения температуры 75°С, начальной температуры охлаждающего воздуха 35°С и подогрева воздуха в вентиляционном тракте 5°С (см. гл. 8).

Ширину провода, найденную из (6.130) и округленную до значения, предусмотренного в стандарте (см. табл. П1.3), можно считать окончательно установленной*, если наименьшее расстояние x между катушками соседних полюсов (см. рис. 6.8), не

*При $b_f > 0,05$ м часто применяют медь специального профиля, размеры которой не стандартизованы (рис. 6.26, б). В этом случае b_f понимается как ширина предусмотренного в стандарте прямоугольного провода с тем же сечением (рис. 6.26, а).

обходимое для подвода охлаждающего воздуха к этим катушкам и к радиальным вентиляционным каналам статора, а также для установки межкатушечных распорок, будет удовлетворять условию (м)

$$x \geq 0,01 l_1 \tau / h_m + 0,012. \quad (6.136)$$

Расстояние x можно определить при помощи масштабного эскиза полюса (см. рис. 9.5) или рассчитать по формуле

$$x = (D - 2\delta - 2h_p - 2h_m) \operatorname{tg}(\pi/2p) - b'_m - 2b_f,$$

где $b'_m = b_m + 2(\delta_n + \delta_z)$ — внутренняя ширина катушки (см. рис. 6.8 и 6.10).

Если условие (6.136) удовлетворяется, то ширину катушки можно считать окончательно установленной. В ином случае необходимо внести в проект оба или одно из двух рекомендуемых изменений: а) увеличить превышение температуры θ_f обмотки возбуждения; б) увеличить высоту полюса h_m и высоту катушки h'_m .

По конструктивным и технологическим соображениям (получение достаточно высокого коэффициента заполнения катушки, возможность намотки провода на узкую сторону) отношение размеров провода (рис. 6.26, а или б) должно удовлетворять условию

$$6 < b_f / a_f < 16. \quad (6.138)$$

В соответствии с этой рекомендацией определяют минимально допустимую высоту провода

$$a_{f\min} = b_f / 16,$$

максимально допустимую высоту провода

$$a_{f\max} = b_f / 6$$

и по табл. П1.3 выбирают нормализованный провод, ширина которого равна b_f , а высоту a_f находят в найденных пределах:

$$a_{f\max} > a_f > a_{f\min}.$$

Одновременно с уточнением размеров a_f , b_f корректируют плотность тока Δ_f из (6.129) таким образом, чтобы число витков в катушке было целым

$$w_f = F_{fn} / (s_f \Delta_f). \quad (6.139)$$

После определения размеров обмотки возбуждения ее изображают на масштабном эскизе полюса (см. рис. 9.5). Для вычерчивания дуг большого радиуса обращаются к приложению 4.

Уточнив данные обмотки возбуждения, рассчитывают остальные ее параметры. Омическое сопротивление обмотки при температуре 130 °С, соответствующей перегреву 95 °С, будет

$$r_{f130} = 4\rho_{130}pw_f l_f / s_f, \quad (6.140)$$

где ρ_{130} определяют по формуле для ρ_t [см. (6.131)].

Омическое сопротивление обмотки холодной машины при $t = 15^\circ\text{C}$

$$r_{f15} = r_{f130} / 1,46.$$

Номинальный ток возбуждения

$$I_{fn} = F_{fn} / w_f. \quad (6.141)$$

Ток возбуждения при холостом ходе и номинальном напряжении

$$I_{fx} = F_{fx} / w_f. \quad (6.142)$$

Напряжение на кольцах обмотки возбуждения при номинальной нагрузке и $t = 130^\circ\text{C}$

$$U'_{fn} = r_{f130} I_{fn}. \quad (6.143)$$

Напряжение на кольцах обмотки возбуждения при холостом ходе и холодной машине ($t = 15^\circ\text{C}$)

$$U'_{fx} = r_{f15} I_{fx}.$$

Номинальное напряжение возбудителя

$$U_{fn} = 1,15 U'_{fn}.$$

Предельное напряжение возбудителя

$$U_{f\max} = k_{\text{пр}} U_{fn},$$

где $k_{\text{пр}}$ — кратность предельного напряжения возбудителя (берут по ГОСТ 5616 — 72 или 609 — 75; см. § 5.1).

Выбор размеров обмотки возбуждения при непосредственном поперечном охлаждении. Как видно из рис. 3.3, провод возбуждения имеет в этом случае переменное сечение по длине. Полное сечение провода на участке, где нет канала,

$$s' = b_f a_f.$$

Сечение провода в зоне канала

$$s'' = b_f(a_1 + a_2).$$

При одинаковой длине участков с каналом и без него (l_0) и высоте канала, составляющей 30% от полной высоты провода,

$$s'' = 0,7s';$$

эквивалентное по омическому сопротивлению сечение провода без каналов

$$s_f = 2/(1/s' + 1/s'') = 0,825s'.$$

По этому сечению рассчитывают сопротивление и плотность тока провода. Длину канала l_0 рекомендуют брать около 0,1 от высоты сердечника полюса h_m . Эквивалентное сечение провода s_f определяют из (6.127)*. Удельное сопротивление ρ , следует взять для температуры 100 °C [см. (6.131)]. При расчете средней длины витка l_f необходимо учесть, что между обмоткой возбуждения и полюсом должен быть предусмотрен канал толщиной δ_x для прохода воздуха (позиция 5 на рис. 3.3), поэтому размер $2(\delta_x + \delta_x)$ принимают 0,125 h_m . Учтя различие между сечениями s_f и s' , при выборе ширины провода можно использовать уравнение

$$b_f = F_{f\Delta} / (0,825 k_x h'_m \Delta_f).$$

Плотность тока в обмотке при превышении температуры примерно на 60° можно принять 4...4,5 А/мм². После проверки по (6.136) размер b_f можно считать установленным. Полная высота провода

$$a_f = s' / b_f = s_f / (0,825 b_f).$$

Частичные размеры провода по высоте

$$a_0 = 0,3a_f; a_1 = a_2 = 0,35a_f.$$

Ток возбуждения $I_{f\Delta}$, число витков w_f , сопротивление r_f определяют так же, как при косвенном охлаждении.

Выбор размеров обмотки возбуждения при непосредственном воздушном охлаждении. В этом случае катушка обмотки возбужде-

*Задаваясь несколькими напряжениями, выбирают вариант, в котором соотношение между шириной и высотой провода будет $b_f/a_f = 6...12$.

ния может быть многослойной (см. рис. 2.5, 6.8). Сечение провода s_f подбирают по (6.127). Задаваясь несколькими стандартизованными напряжениями (см. раньше) и обращаясь к табл. П1.5 останавливаются на таком напряжении, при котором провод с сечением, близким к квадратному, и с круглым отверстием имеет благоприятные размеры: $a_f \approx b_f$. Эти размеры должны быть таковы чтобы по высоте катушки h_m' размещалось целое число проводов $c_a \geq 4$, т. е.

$$h_m'/a_n = c_a,$$

где c_a — целое число, на которое делится число витков w_f (на рис. 2.5 $c_a = 4$); $a_n = a_f + \Delta_n$; $b_n = b_f + \Delta_n$ — высота и ширина провода с учетом двусторонней изоляции толщиной $\Delta_n = 1$ мм.

При этом число слоев в катушке c_b также должно быть целым числом, т. е.

$$w_f/c_a = c_b,$$

где $c_b = 1, 2, 3, 4$ — число слоев в катушке (на рис. 2.5 $c_b = 4$).

В свою очередь, плотность тока J_f в катушке нужно выбрать 4...6 А/мм² и таким образом, чтобы число витков в катушке w_f по (6.139) раскладывалось на возможно большее число простых сомножителей и равнялось произведению c_a на c_b , т. е. $w_f = c_a c_b$.

Завершая выбор размеров обмотки вычерчиванием эскиза размещения проводов в промежутке между полюсами, нужно следить за тем, чтобы между катушками соседних полюсов было достаточное изоляционное расстояние порядка 10 мм.

§ 6.10. ПАРАМЕТРЫ И ПОСТОЯННЫЕ ВРЕМЕНИ ОБМОТОК

Расчет индуктивных сопротивлений обмоток рассмотрен в § 6.7. Здесь приводятся формулы для определения активных сопротивлений обмоток, а также их параметров и постоянных времени в переходных процессах. Активные сопротивления и постоянные времени принято рассчитывать при условной рабочей температуре $t = 75^\circ\text{C}$.

Активное сопротивление фазы обмотки статора (Ом)

$$r_a = k_r \rho_{75} \cdot 2l_{\sigma} w_1 / (a_1 s_1),$$

в относительных единицах

$$r_{*a} = r_a \frac{I_n}{U_n} = \frac{\pi^2 k_r \rho_{75} l_{\sigma}}{(s_1 u_m q_1 m_1) l_1} \cdot \frac{k_\delta \delta}{\mu_0 k_w^2 k_{ac}} \cdot \frac{x_{*ad}}{\omega}, \quad (6.144)$$

где l_{cp} — средняя длина полувитка (по приложению 3); $l_{cp} \approx l_1 + 1,8\tau$ — для волновых двухслойных обмоток, $l_{cp} \approx l_1 + 1,8\beta\tau$ — для петлевых двухслойных обмоток; $\rho_{15} = 0,0214 \cdot 10^{-6}$ — удельное сопротивление меди при температуре $t = 75^\circ\text{C}$, Ом·м; $s_1 = c, s_2$ — сечение эффективного проводника (см. § 6.3); a_1 — число параллельных ветвей; k_r — коэффициент увеличения сопротивления обмотки вследствие поверхностного эффекта, вызываемого полями рассеяния; другие обозначения см. в § 6.3, 6.6, 6.7.

Коэффициент k_r стержневых обмоток с полной транспозицией элементарных проводников в пазовой части (см. рис. 6.7)

$$k_r = 1 + (l_1/l_{cp})(k_{ra} - 1). \quad (6.145)$$

Эта формула выведена при допущении, что поверхностный эффект проявляется только на активной длине проводников, где сопротивление увеличивается в k_{ra} раз,

$$k_{ra} = \varphi(\xi) + [\psi(\xi)/3](k'_\beta m_3^2 - 1). \quad (6.146)$$

Проявление поверхностного эффекта зависит от $\xi = a_3/h$ — приведенной высоты элементарного проводника (безразмерной величины), равной отношению высоты элементарного проводника a_3 (м) к глубине проникновения электромагнитного поля:

$$h = \sqrt{2\rho_1 b_w / (\omega \mu_0 b_\Sigma)}. \quad (6.147)$$

Для медного проводника при $f = 50$ Гц и температуре $t = 75^\circ\text{C}$

$$h = 0,0104 \sqrt{b_w/b_\Sigma}.$$

В уравнениях (6.146), (6.147): b_n — ширина паза, $b_\Sigma = n_3 b_s$ — суммарная ширина проводников в пазу (см. рис. 6.2), $\omega = 2\pi f$ — угловая частота тока; $\varphi(\xi)$ и $\psi(\xi)$ — функции Эмде, представленные в зависимости от ξ на рис. 6.27 [$\varphi \approx 1 + 0,09\xi^4$ и $\psi = 0,33\xi^4$ при $0 < \xi < 1$; $\varphi(\xi) \approx \xi$ при $\xi > 2$; $\psi(\xi) = 2\xi$ при $\xi > 4$]; $m_3 = (c_3/n_3)u_{n1}$ — число элементарных проводников по высоте паза; $k'_\beta = (9\beta + 7)/16$ — коэффициент, учитывающий укорочение шага для двухслойных обмоток ($\beta = y/\tau$).

Для элементарных проводников с высотой $a_3 < 0,003$ м, обычно применяемых в обмотках статоров, приведенная высота $\xi \ll 1$, $m_3 \gg 1$ и с достаточной точностью

$$k_{ra} = 1 + (m_3^2/9)(a_3/h)^4 k'_\beta. \quad (6.148)$$

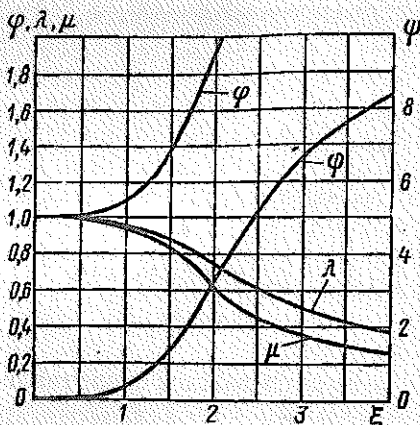


Рис 6.27. Зависимости $\varphi, \psi, \lambda, \mu$ от ξ

Для обмоток с непосредственным водяным охлаждением, плетеные стержни которых образованы из транспонированных и пазовой части полых и сплошных элементарных проводников (см. § 6.3),

$$k_{ra} = 1 + \frac{k_p h_z^2 a_c^3 b_s c_c}{9h^4 (a_c b_s c_c + s_{ncn})} \times \left[1 + \frac{a_n^2 c_n}{a_c^2 c_c} \left(1 - \frac{a_{n0}^3 b_{n0}}{a_n^3 b_s} \right) \frac{s_n^2}{a_c a_n b_s^2} \right], \quad (6.149)$$

где c_n, c_c — числа полых и сплошных элементарных проводников в одном стержне; a_n, a_c — высоты полого и сплошного элементарных проводников; b_s — их ширина; a_{n0}, b_{n0} — высота и ширина канала в полом проводнике; s_n — площадь сечения меди полого проводника; h_z — суммарная высота меди элементарных проводников в пазу:

$$h_z = a_c c_c / n_s + a_n c_n / n_s;$$

n_s — число элементарных проводников по ширине паза; h — глубина проникновения по (6.147).

Коэффициент k , катушечных обмоток зависит от выполнения транспозиции элементарных проводников в лобовой части. Эффективный провод такой обмотки образуется из нескольких параллельно включенных элементарных проводов, электрически соединенных (спаянных) друг с другом на входе и выходе катушки.

Комбинации положений элементарных проводников катушки в пазах зависят от того, каким образом выполнены переходы от одного витка к другому в лобовой части: со «скруткой» эффективного провода на 180° или без нее.

В катушке со скруткой после каждого витка индуктивные сопротивления параллельно включенных элементарных проводников несколько меньше отличаются друг от друга, чем в обмотке без скрутки; равномернее получается и распределение токов по элементарным проводникам.

Коэффициент увеличения сопротивления для катушечной обмотки

$$k_r = \varphi(\xi_s) + 0,5L\psi(\xi_s) + L_s[\xi_s^4/(6c_a^2)](l_{cp}/l_1)(a_s/a_n)^2, \quad (6.150)$$

где $\xi_3 = c_a \xi \sqrt{a_n l_1 / (a_3 l_{cp})}$ — приведенная высота эффективного проводника; $\varphi(\xi_3)$, $\psi(\xi_3)$ — функции Эмде для ξ_3 по рис. 6.27, считая $\xi = \xi_3$; a_3 , a_n — высота соответственно неизолированного и изолированного элементарного проводника; c_a — число элементарных проводов по высоте эффективного провода; L и L_s — коэффициенты.

Вид катушки	L	L_s
Катушка без «скрутки»	$0,5(u_{n1}^2/4 - 1)$	$(u_{n1}^2/6)(4k'_\beta - 3/4) + 1/6$
Катушка со «скруткой» после каждого витка	0	$(2/3)(u_{n1}^2 k'_\beta - 1)$

Активные сопротивления обмоток ротора. Омическое сопротивление обмотки возбуждения (при $t = 75^\circ\text{C}$) (Ом)

$$r_f = 4\rho_{75} p w_f l_f / s_f = 0,82 r_{f130},$$

приведенное к обмотке статора в относительных единицах

$$r_{*f} = \frac{8\rho_{75} l_f}{(2s_f w_f) l_1} \cdot \frac{k_{ad} k_\delta \delta}{\mu_0 k_f \tau} \cdot \frac{x_{ad}}{\omega}, \quad (6.151)$$

где r_{f130} — сопротивление обмотки возбуждения при $t = 130^\circ\text{C}$, рассчитанное в § 6.9, другие обозначения см. в § 6.6, 6.7.

Активное сопротивление демпферной обмотки по продольной оси (при $t = 75^\circ\text{C}$, приведенное к обмотке статора в относительных единицах):

а) активное сопротивление стержней

$$r_{*pd} = \frac{\pi^2 \rho_{c75} l_c}{(1 - k_{0k}) n_c s_c l_1} \cdot \frac{k_{ad} k_\delta \delta}{\mu_0 k_f \tau} \cdot \frac{x_{ad}}{\omega}, \quad (6.152)$$

б) активное сопротивление короткозамыкающих колец

$$r_{*nd} = \frac{0,217 \pi^2 \rho_{k75} \alpha}{(1 - k_{0k}) s_k l_1} \cdot \frac{k_{ad} k_\delta \delta}{\mu_0 k_f \tau} \cdot \frac{x_{ad}}{\omega}, \quad (6.153)$$

где ρ_{c75} , ρ_{k75} — удельные омические сопротивления стержней и колец при $t = 75^\circ\text{C}$; s_c , s_k — площади сечения стержня и кольца; n_c — число стержней на полюс; k_{0k} — по (6.110); l_c — длина стержней; $\alpha = b_p' / \tau$;

в) активное сопротивление демпферной обмотки

$$r_{*kd} = r_{*pd} + r_{*nd}. \quad (6.154)$$

Активное сопротивление демпферных контуров массивных полюсов по продольной оси:

а) глубина проникновения поля в полюсы из магнитно-мягких сталей Ст5, сталь 35, 34НМ1А при омическом сопротивлении $\rho_m = 0,25 \cdot 10^{-6}$ Ом·м и частоте $f = 50$ Гц (м)

$$\Delta_m = 0,314 [F_a / (k_F x_{\sigma})]^{1/9} \cdot 10^{-4}, \quad (6.155)$$

где F_a — обмотки статора, А (см. § 6.9); k_F — коэффициент по рис. 6.28; x_{σ} — индуктивное сопротивление рассеяния обмотки статора (в относительных единицах по § 6.7);

б) активное сопротивление массивных полюсных наконечников при $f = 50$ Гц

$$r_{pd} = \frac{2,08\pi^2 \rho_m l_p k_{\varphi}}{b_p' \Delta_m l_1} \cdot \frac{k_{\delta} \delta}{\mu_0 k_{\delta} \tau} \cdot \frac{x_{ad}}{\omega}, \quad (6.156)$$

в) активное сопротивление демпферных контуров массивных полюсов при $f = 50$ Гц

$$r_{kd} = r_{pd} + r_{ad}, \quad (6.157)$$

где r_{ad} — по (6.153) при $\alpha = b_p' / \tau$, $k_{ok} = (\sin(\alpha\pi)) / (\alpha\pi)$.

Формулы относятся к машине, в которой к торцам полюсных наконечников массивных полюсов прифланцованы короткозамыкающие кольца.

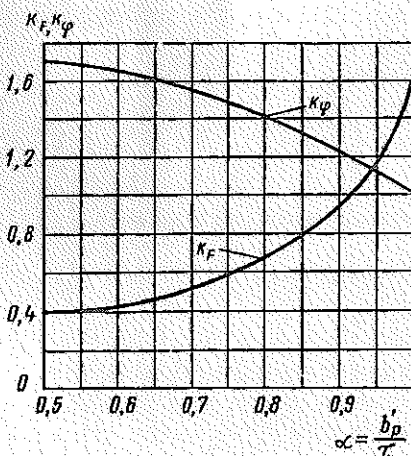


Рис. 6.28. Коэффициенты к расчету демпферных контуров массивных полюсов (для магнитно-мягких сталей в области сильных полей)

Активное сопротивление демпферной обмотки или демпферных контуров массивных полюсов по поперечной оси: а) активное сопротивление стержней демпферной обмотки или массивных полюсных наконечников (при полных короткозамыкающих кольцах, объединяющих электрически все полюса ротора)

$$r_{pq} = 0,75 r_{pd}, \quad (6.158)$$

где r_{pd} — соответственно по (6.152) или (6.156);

б) активное сопротивление короткозамыкающих колец (при полных короткозамыкающих кольцах)

$$r_{\sigma pq} = 1,5 r_{\sigma nd}, \quad (6.159)$$

где $r_{\sigma nd}$ — по (6.153);

в) активное сопротивление демпферной обмотки или демпферных контуров массивных полюсов, если имеются полные короткозамыкающие кольца

$$r_{\sigma kq} = r_{\sigma pq} + r_{\sigma nd}; \quad (6.160)$$

если отсутствуют электрические соединения между короткозамыкающими сегментами соседних полюсов, то

$$r_{\sigma kq} = 10 r_{\sigma kd}. \quad (6.161)$$

Постоянные времени и индуктивные сопротивления обмоток синхронной машины при разомкнутых других обмотках. Индуктивное сопротивление обмотки якоря по продольной оси при разомкнутых обмотках (контурах) ротора или в синхронном установившемся режиме

$$x_d = x_{\sigma} + x_{ad}. \quad (6.162)$$

Индуктивное сопротивление обмотки якоря по поперечной оси при разомкнутых обмотках (контурах) ротора или в синхронном установившемся режиме

$$x_q = x_{\sigma} + x_{aq}. \quad (6.163)$$

Индуктивное сопротивление и постоянная времени обмотки возбуждения при разомкнутых других обмотках или контурах

$$x_f = x_{f\sigma} + x_{ad}, \quad T_f = x_{ff} / (\omega r_f).$$

Индуктивное сопротивление и постоянная времени демпферной обмотки по продольной оси при разомкнутых других обмотках

$$x_{kd} = x_{k\sigma d} + x_{ad}, \quad T_{kd} = x_{kd} / (\omega r_{kd}).$$

Индуктивное сопротивление и постоянная времени демпферной обмотки по поперечной оси при разомкнутых других обмотках

$$x_{kq} = x_{k\sigma q} + x_{aq}, \quad T_{kq} = x_{kq} / (\omega r_{kq}).$$

Параметры и постоянные времени, характеризующие переходные процессы. Сверхпереходное индуктивное сопротивление обмотки якоря по продольной оси, определяющее начальное значение тока якоря при переходном процессе,

$$x_d'' = x_\sigma + (1/x_{ad} + 1/x_{fd} + 1/x_{kad})^{-1}. \quad (6.164)$$

Сверхпереходное индуктивное сопротивление обмотки якоря по поперечной оси

$$x_q'' = x_\sigma + (1/x_{aq} + 1/x_{kq})^{-1}; \quad T_q'' = T_{kq}. \quad (6.165)$$

Постоянная времени затухания апериодической составляющей тока якоря

$$T_a = x_2 / (\omega r_a), \quad (6.166)$$

где x_2 — см. далее; r_a — без учета добавочных потерь [по (6.144) при $k_r = 1$].

Параметры несимметричных режимов работы синхронной машины. Индуктивное сопротивление для токов нулевой последовательности x_0 — см. § 6.7.

Индуктивное сопротивление для токов обратной последовательности

$$x_2 = (x_d'' + x_q'')/2 \text{ при } x_d'' \approx x_q'', \quad x_2 = \sqrt{x_q'' x_d''} \text{ при } x_d'' \ll x_q''.$$

Механическая постоянная времени или постоянная инерции вращающихся частей. Время (с), в течение которого ротор машины под действием момента, определенного по номинальной полной мощности при $\cos \varphi = 1$, разгоняется из неподвижного состояния до номинальной частоты вращения

$$T_J = J \Omega_n^2 / S_n, \quad (6.167)$$

где J — момент инерции вращающихся частей по (5.9), $\text{кг} \cdot \text{м}^2$; $\Omega_n = 2\pi n_n$ — номинальная угловая скорость, рад/с .

§ 6.11. МАССЫ АКТИВНЫХ И КОНСТРУКТИВНЫХ ЧАСТЕЙ. НАГРУЗКА НА ПОДПЯТНИК

Масса зубцов сердечника статора (см. § 6.3) (кг)

$$G_z = g_c l_m k_c h_n b_{z1/2} Z_1, \quad (6.168)$$

где $b_{z1/2} = \pi (D + h_n) / Z_1 - b_n$ — средняя ширина зубца, м; $g_c = 7800$ — плотность стали, кг/м^3 .

Масса ярма сердечника статора (см. § 6.3) (кг)

$$G_a = g_c l_m k_c \pi (D_a - h_n) h_n. \quad (6.169)$$

Масса проводов обмотки статора (см. § 6.3) (кг)

$$G_{m1} = g_m s_1 u_{m1} l_{cp} Z_1, \quad (6.170)$$

где $g_m = 8900$ — плотность меди, кг/м³.

Масса проводов обмотки возбуждения (§ 6.9) (кг)

$$G_{mf} = g_m s_f / (4 p l_p w_f). \quad (6.171)$$

Масса стержней демпферной обмотки (см. § 6.5) (кг)

$$G_c = g_m s_c \cdot 2 p n_c l_c. \quad (6.172)$$

Масса короткозамыкающих колец демпферной обмотки (см. § 6.5) (кг)

$$G_z = 2 g_m s_z \pi (D - 2\delta - h_z). \quad (6.173)$$

Масса стали полюсов (см. § 6.5) (кг)

$$G_m = 2 p g_c l'_m k_{mm} (h_m b_m + 0,8 h_p b_p). \quad (6.174)$$

Масса обода ротора (см. § 6.5) (кг)

$$G_0 = (\pi g_c / 4) l_{a2} [D_{a2}^3 - (D'_{a2})^2] k_0, \quad (6.175)$$

где l_{a2} — длина обода; D_{a2} — внешний диаметр обода; D'_{a2} — внутренний диаметр обода; k_0 — коэффициент, учитывающий уменьшение веса обода из-за радиальных и аксиальных вентиляционных каналов.

При $p > 12$, когда обод насажен на спицевый остов, $k_0 = 0,9$; при $p < 12$, когда обод насажен непосредственно на вал, диаметр которого еще не определен, можно принять $D_{a2}^2 \gg (D'_{a2})^2 \approx 0$ и $k_0 = 0,8$.

Масса ротора с учетом массы вала и других вращающихся частей (кг)

$$G_p = (1,20 \dots 1,35) (G_0 + G_m + G_{mf} + G_c + G_z), \quad (6.176)$$

где для обода, насаженного непосредственно на вал, следует взять коэффициент 1,2; для обода, насаженного на остов, — 1,35.

Нагрузка на подпятник в вертикальных ГГ состоит из веса ротора, рабочего колеса и вала турбины и давления воды на рабочее колесо турбины. При отсутствии этих данных турбины нагрузка на подпятник в ГГ с косвенным охлаждением ориентировочно (Н)

$$N_p = k_p G_p g, \quad (6.177)$$

где $k_p = 3,75$ — для поворотно-лопастной турбины при $k_{yt} = 2,5 \dots 3,5$; $k_p = 2,75$ — для радиально-осевой турбины при $k_{yt} \sim 1,8 \dots 2,2$; $k_p = 2,0$ — для ковшевой турбины при $k_{yt} \sim 1,6 \dots 1,8$; $g = 9,81$ — ускорение силы тяжести, м/с².

Для ГТ с непосредственным охлаждением рекомендуемые коэффициенты k_p необходимо увеличить во столько раз, во сколько увеличено произведение $AB_{\text{м}}$.

§ 6.12. РАСЧЕТ ПОТЕРЬ И КОЭФФИЦИЕНТА ПОЛЕЗНОГО ДЕЙСТВИЯ

Потери холостого хода. Магнитные потери в сердечнике статора (основные) (Вт)

$$P_m = k_{\text{да}} p_a G_a + k_{\text{дз}} p_z G_z, \quad (6.178)$$

где $p_a = p_{1/50} B_{a1}^2 (f/50)^{1,3}$, Вт/кг; $p_z = p_{1/50} B_{z1}^2 (f/50)^{1,3}$ Вт/кг; $k_{\text{да}} = 1,3$ и $k_{\text{дз}} = 1,7$ — эмпирические коэффициенты; $p_{1/50}$ — удельные потери в стали; B_{a1} — индукция в ярме при $E_f = U_n$; B_{z1} — индукция в сечении на одной трети высоты зубцов при $E_f = U_n$; G_a , G_z — масса ярма и зубцов сердечника статора.

При толщине листов 0,5 мм для стали 1512 удельные потери $p_{1/50} = 1,5$ Вт/кг; для стали 1513 $p_{1/50} = 1,4$ Вт/кг; для стали 3413 при магнитных линиях, совпадающих с направлением прокатки, $p_{1/50} = 1,05$ Вт/кг; для стали 3413 при магнитных линиях, перпендикулярных направлению прокатки, $p_{1/50} = 1,4$ Вт/кг.

Добавочные потери на поверхностях полюсных наконечников при холостом ходе (Вт)

$$P_{p0} = 2 p_{a0} l_1 k_{\Delta} (Z_1 \Omega)^{1,5} (B_{0t_{z1}})^2, \quad (6.179)$$

где $B_0 = B_{\delta} (k_{\delta 1} - 1)$; B_{δ} — индукция в зазоре при холостом ходе и $E_f = U_n$; $k_{\delta 1}$ — коэффициент (см. § 6.6); $k_{\Delta} = 685$ — при массивных полюсных наконечниках; $k_{\Delta} = 253$ — при полюсах из листов толщиной 2 мм; $k_{\Delta} = 195$ — при полюсах из листов толщиной 1,5 мм; $k_{\Delta} = 136$ — при полюсах из листов толщиной 1 мм; $\alpha = b_p / \tau$ — коэффициент полюсного перекрытия; Z_1 — число зубцов статора.

Потери в стали при холостом ходе

$$P_{\text{м0}} = P_m + P_{p0}. \quad (6.180)$$

Потери короткого замыкания. Основные электрические (омические) потери (Вт) в обмотке статора при номинальном токе и $t = 75^\circ \text{C}$ (см. § 6.10)

$$P_{\sigma} = 3 (r_a / k_r) I_n^2. \quad (6.181)$$

Добавочные потери в обмотке статора

$$P_{з.д} = (k_r - 1)P_s. \quad (6.182)$$

Добавочные потери (B_3) в зубцах статора от третьей гармонической составляющей поля при коротком замыкании

$$P_{хз} = 10,7 p_{1/50} B_3^{5/4} G_z, \quad (6.183)$$

где G_z — масса зубцов статора, кг; $p_{1/50}$ — удельные потери в стали.

Индукция в зубцах от третьей гармонической составляющей поля

$$B_3 = B_{z1} (A_{3m} x_{*d} + 1,27 A_{3d} x_{*ad}), \quad (6.184)$$

где A_{3m} , A_{3d} — берут по кривым (рис. 6.29, 6.30); B_{z1} — индукция в сечении на $1/3$ высоты зубца при $E_f = U_n$.

Добавочные потери на поверхности полюсных наконечников от зубчатости статора при коротком замыкании

$$P_{pk} = 0,2 \{2 p x_{*ad} [(Z_1 (k_{\delta 1} - 1))]^2 P_{p0}, \quad (6.185)$$

где P_{p0} — потери на поверхности полюсов при холостом ходе, определяемые по (6.179).

Добавочные потери на поверхности полюсного наконечника от высших гармонических составляющих н.с. статора при коротком замыкании

$$P'_{pk} = (2,1/\sqrt[3]{q_1}) [k' x_{*ad} / (k_{\delta 1} - 1)]^2 P_{p0}, \quad (6.186)$$

где q_1 — число пазов на полюс и фазу; k' — коэффициент в функции от $\beta = y/\tau$ — относительного шага обмотки:

β	1,0	0,98	0,96	0,94	0,92
k'	0,055	0,02	0,01	0,02	0,035
β	0,90	0,88	0,85	0,80	0,75
k'	0,045	0,05	0,055	0,052	0,045

Сумма добавочных потерь при коротком замыкании

$$P_{х.д} = P_{з.д} + P_{хз} + P_{pk} + P'_{pk}. \quad (6.187)$$

Полные потери при коротком замыкании и номинальном токе статора

$$P_{х.н} = P_s + P_{х.д}. \quad (6.188)$$

Потери на возбуждение. При прямой электромашинной системе возбуждения (см. гл. 2) (с пристроенным к машине возбудителем)

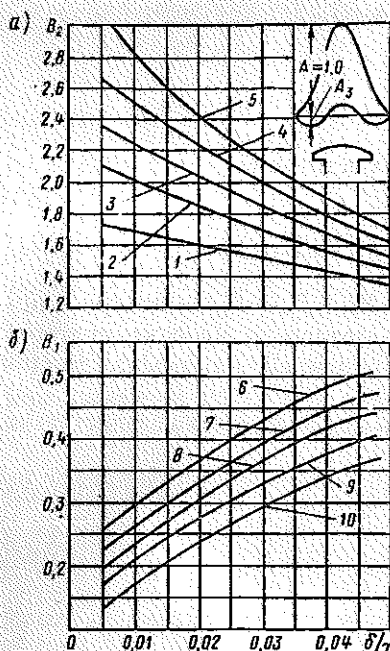


Рис. 6.29. Кривые для определения потерь от третьей гармонической составляющей поля в явнополюсной машине ($A_{3m} = B_2 B_1 - 0,7$):

1 — $\alpha = 0,55$; 2 — $\alpha = 0,60$; 3 — $\alpha = 0,65$; 4 — $\alpha = 0,70$; 5 — $\alpha = 0,75$; 6 — $\delta'_M/\delta' = 1,0$; 7 — $\delta'_M/\delta' = 1,5$; 8 — $\delta'_M/\delta' = 2,0$; 9 — $\delta'_M/\delta' = 2,5$; 10 — $\delta'_M/\delta' = 3,0$

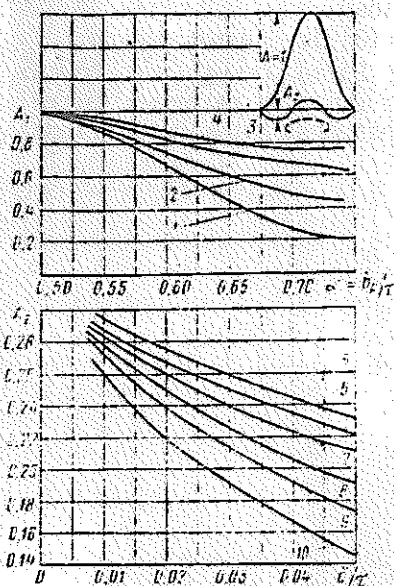


Рис. 6.30. Кривые для определения потерь от третьей гармонической составляющей поля в явнополюсной машине ($A_{3d} = A_1 A_2$):

1 — $\delta'_M/\delta' = 1,0$; 2 — $\delta'_M/\delta' = 1,5$; 3 — $\delta'_M/\delta' = 2,0$; 4 — $\delta'_M/\delta' = 2,5$; 5 — $\delta'_M/\delta' = 3,0$; 6 — $\delta'_M/\delta' = 1,5$; 7 — $\delta'_M/\delta' = 2,0$; 8 — $\delta'_M/\delta' = 2,5$; 9 — $\delta'_M/\delta' = 3,0$; 10 — $\delta'_M/\delta' = 1,0$

эти потери определяют с учетом потерь в системе возбуждения при $t = 75^\circ\text{C}$

$$P_{\text{я}} = r_f I_{\text{я}}^2 / \eta_f, \quad (6.189)$$

где $\eta_f = 0,85$ — КПД системы возбуждения.

Механические потери. 1. Вентиляционные потери на циркуляцию газа в системе охлаждения

$$P_v = k_Q H Q = k_v Q, \quad (6.190)$$

где $H = g v^2$ — теоретический напор, развиваемый вращающимся ротором, Па; $v = 2\pi r$ — окружная линейная скорость на наружной поверхности ротора, м/с; $k_Q = 1,4$ — коэффициент, учитывающий

потери на трение вращающихся частей об охлаждающий газ; g_0 — плотность газа (для воздуха $g_0 = 1,22 \text{ кг/м}^3$, для водорода при избыточном давлении H_n [Па] $g_0 = 0,152 (H_n + H_a)/H_a$, где $H_a = 10^5 \text{ Па}$ — атмосферное давление); $k_e = k_{e0} g_0 v^2$ — коэффициент.

Расход газа Q ($\text{м}^3/\text{с}$), участвующего в теплообмене (переносимого тепло от нагретых частей к газоохладителям), определяют из уравнения для подогрева газа

$$\Theta_r = (P_n + P_f + P_p + P_{cu} + P_{Fe}) / (c_v Q), \quad (6.191)$$

где P_n — вентиляционные потери; $P_p = P_{p0} + P_{px} + P'_{px}$ — потери в полном наконечнике; $P_{cu} = P_z + P_{zd}$ — потери в обмотке статора; $P_{Fe} = P_m + P_{\Sigma}$ — потери в сердечнике статора; c_v — объемная теплоемкость газа (для воздуха $c_v = 1100 \text{ Дж/(м}^3 \cdot ^\circ\text{C)}$, для водорода при избыточном давлении H_n теплоемкость $c_v = 1100 (H_n + H_a)/H_a$, где $H_a = 10^5 \text{ Па}$ — атмосферное давление).

Рассмотрев (6.191) и (6.192) совместно, можно найти расход газа

$$Q = (P_f + P_p + P_{cu} + P_{Fe}) / (c_v \Theta_r - k_e) \quad (6.192)$$

и затем по (6.190) вентиляционные потери на циркуляцию P_n .

Подогрев газа Θ_r рекомендуется принимать для воздуха 25°C ; для водорода при атмосферном давлении 20°C ; для водорода при избыточном давлении $(1...2) \cdot 10^5 \text{ Па}$ подогрев 15°C .

В случае непосредственного охлаждения обмотки статора водой и газовом охлаждении других активных частей потери P_{cu} при расчете расхода газа по (6.192) не учитывают, поскольку они отводятся водой. При полном водяном охлаждении в числителе правой части уравнения (6.192) учитывают только потери в полном наконечнике.

2. Потери (Вт) на трение в подшипниках (подпятнике и направляющем подшипнике) вертикальных ГГ

$$P_n = k_N \sqrt{N_n^3 \Omega_n^3}, \quad (6.193)$$

где N_n — нагрузка на подпятник, Н (см. § 6.11); k_N — коэффициент, зависящий от среднего удельного давления в подпятнике и конструкции ГГ (в зонтичных ГГ диаметр подпятника получается большим); при среднем удельном давлении в подпятнике $4 \cdot 10^6 \text{ Па}$ для подвесных ГГ $k_N = 1,0 \cdot 10^{-7}$; для зонтичных $k_N = 1,45 \cdot 10^{-7}$.

3. Потери (Вт) на трение в подшипниках скольжения горизонтальных машин

$$P_n = 0,5 N_p v_n \sqrt{\Omega_n / p_n}, \quad (6.194)$$

где $N_p = gG_p$ — вес ротора, H (см. § 6.11) ($g = 9,81$ м/с²); $p_n = 10^6$ — удельное давление на проекцию цапфы вала, Па; $v_n = d_n \Omega_n / 2$ — окружная скорость цапфы, м/с; $d_n = \sqrt{N_p / (2,4 p_n)}$ — диаметр цапфы в предположении, что оба подшипника имеют одинаковые диаметры и длины $l_n = 1,2 d_n$ и несут одинаковую нагрузку $N_p / 2$.

4. Суммарные механические потери вертикального ГТ

$$P_\tau \approx P_v + 0,5 P_n. \quad (6.195)$$

Часть потерь в подпятнике вертикального ГТ (обычно половину потерь) относят к турбине.

5. Суммарные механические потери горизонтальной машины

$$P_\tau = P_v + P_n. \quad (6.196)$$

Потери и КПД при номинальной нагрузке. Полные потери при номинальной нагрузке

$$\Sigma P = P_{m0} + P_{\text{ст}} + P_f + P_\tau. \quad (6.197)$$

КПД гидрогенератора при номинальной нагрузке

$$\eta = 1 - \Sigma P / (S_n \cos \varphi_n + \Sigma P). \quad (6.198)$$

КПД синхронных компенсаторов по (6.198) при $\varphi = \pi/2$ равен нулю. Поэтому потери в СК по (6.197) принято выражать в долях развиваемой им реактивной мощности $S = Q$. В номинальном режиме относительные потери в СК равны

$$(\Sigma P)_* = (\Sigma P) / S_n.$$

Потери и КПД при частичных нагрузках. При электромагнитном расчете ГТ или СК должны быть определены потери не только при номинальной, но и при частичных нагрузках с номинальным напряжением ($U_* = 1$), номинальным углом $\varphi = \varphi_n$ и токами якоря в относительных единицах $I_* = 0; 0,25; 0,5; 0,75 I_n$. При таких частичных нагрузках потери в стали и механические потери ($P_{m0} + P_\tau$) по (6.180) и (6.195 или 6.196) остаются такими же, как в номинальном режиме при $I_* = 1$. Потери короткого замыкания изменяются пропорционально квадрату тока якоря $P_\tau = P_{\text{ст}} I_*^2$. Потери на возбуждение изменяются пропорционально квадрату тока возбуждения I_f или МДС возбуждения F_f

$$P_f = P_{f_n} (I_f / I_{f_n})^2 = P_{f_n} (F_f / F_{f_n})^2,$$

где F_f — МДС возбуждения при частичных нагрузках и F_{fn} — МДС возбуждения в номинальном режиме берут из расчета регулировочной характеристики (см. § 6.8 и табл. 9.3 в примере расчета ГГ).

Суммируя эти потери, находят полные потери в ГГ при частичной нагрузке

$$\Sigma P = P_{\text{м0}} + P_r + P_x + P_f$$

и его КПД

$$\eta = 1 - \Sigma P / (S_n I_a \cos \varphi_n + \Sigma P) = f(I_a),$$

где $S_n I_a \cos \varphi_n$ — активная мощность ГГ при частичной нагрузке. Относительные потери СК при частичной нагрузке

$$(\Sigma P)_* = \Sigma P / S = f(I_*),$$

где $S = \sqrt{(S_n I_a)^2 + (\Sigma P)^2}$.

Расчет потерь и КПД при частичных нагрузках (включая и $I_a = 1$) целесообразно проводить с помощью компьютера. Программу для такого расчета, соответствующую изложенному выше алгоритму, легко составить самостоятельно, совместив ее с программой для расчета МДС возбуждения F_f или тока возбуждения I_f при нагрузке (см. § 6.8).

Результаты расчета сводят в таблицу (см. табл. 9.4 в примере расчета ГГ). Характеристика КПД $\eta = f(I_a)$ для ГГ или характеристика относительных потерь $(\Sigma P)_* = f(I_a)$ для СК совмещают на одном рисунке с регулировочной характеристикой $I_{*f} = F_{*f} = f(I_a)$ (см. рис. 9.6 в примере расчета ГГ).

§ 6.13. РАСЧЕТ ХАРАКТЕРИСТИК СИНХРОННЫХ КОМПЕНСАТОРОВ ПРИ АСИНХРОННОМ ПУСКЕ

Синхронные компенсаторы должны быть рассчитаны на асинхронный пуск от сети, с которой они синхронизируются (ГОСТ 609 — 75). Для уменьшения пусковых токов статор невозбужденного СК включают на сеть через реактор, подобранный таким образом, чтобы напряжение на выводах машины при $s=1$ составляло $(0,4...0,5)U_n$.

Асинхронный пуск СК с массивными полюсами рассчитывают по методике [9] после внесения в нее некоторых уточнений. Для расчета параметров схем замещения СК по продольной и поперечной осям (рис. 6.31) необходимо знать пусковой ток I_n при $s=1$. Его величину (в относительных единицах) предварительно оценивают по формуле

$$I_{\text{н0}} = k_U / x_d'', \quad (6.199)$$

где x_d'' — сверхпереходное индуктивное сопротивление, рассчитанное по (6.114), (6.164) при номинальном токе в статоре; k_U — коэффициент уменьшения напряжения на СК при пуске ($k_U = 0,5$ — для СК 15...30 МВ·А; $k_U = 0,4$ — для больших мощностей).

Индуктивное сопротивление реактора, обеспечивающее понижение напряжения на СК при $s = 1$ до $k_U U_{\text{н}}$ (в первом приближении)

$$x_{\text{р0}} = x_d'' (1 - k_U) / k_U. \quad (6.200)$$

После этого может быть определена глубина проникновения поля в массивные полусные наконечники при токе $I_{\text{н0}}$ и скольжении s

$$\Delta_{ms} = \Delta_m (I_{\text{н0}})^{4/9} / \sqrt{s}, \quad (6.201)$$

где Δ_m — глубина проникновения поля при номинальном токе $I_{\text{н}} = 1$ и скольжении $s = 1$ по (6.155), а также параметры массивных полусных наконечников при токе $I_{\text{н0}}$ и скольжении s , обратно пропорциональные глубине проникновения [см. (6.156)]:

активное сопротивление массивных полусных наконечников по продольной оси (в относительных единицах)

$$r_{pds} = r_{pd} \Delta_m / \Delta_{ms} = r_{pd} \sqrt{s} / (I_{\text{н0}})^{4/9}, \quad (6.202)$$

где r_{pd} — по (6.156);

активное сопротивление массивных полусных наконечников по поперечной оси

$$r_{pqz} = 0,75 r_{pds}; \quad (6.203)$$

индуктивное сопротивление рассеяния массивных полусных наконечников по продольной оси (приведенное к частоте статора)

$$x_{pds} = 0,61 r_{pds}; \quad (6.204)$$

индуктивное сопротивление рассеяния массивных полусных наконечников по поперечной оси (приведенное к частоте статора)

$$x_{pqz} = 0,75 x_{pds} = 0,46 r_{pds}. \quad (6.205)$$

Активные сопротивления демпферных контуров по продольной и поперечной осям (приведенные к частоте статора)

$$r_{kds} = r_{kd}/s; \quad r_{kqs} = r_{kq}/s, \quad (6.206)$$

где $r_{kd} = r_{pds} + r_{ad}$; $r_{kq} = r_{pqs} + r_{aq}$; r_{ad} , r_{aq} — по (6.157, 6.159).

Индуктивные сопротивления демпферных контуров по продольной и поперечной осям (приведенные к частоте статора)

$$\begin{aligned} x_{kds} &= x_{pds} + x_{ad}, \\ x_{kqs} &= x_{pqs} + x_{aq}, \end{aligned} \quad (6.207)$$

где x_{ad} , x_{aq} — по (6.111), (6.116).

Сопротивление роторных контуров по продольной оси при скольжении s (рис. 6.31)

$$\begin{aligned} Z_{2d} &= r_{2d} + jx_{2d} = \\ &= (y_{ad} + y_f + y_{kds})^{-1}, \end{aligned} \quad (6.208)$$

где $y_{ad} = (jx_{ad})^{-1}$; $y_f = (r_{fL}/s + jx_{fL})^{-1}$; $y_{kds} = (r_{kds} + jx_{kds})^{-1}$; $r_{fL} = 11r_f$ — сопротивление обмотки возбуждения с учетом дополнительного сопротивления, равного $10r_f$.

Откуда $r_{2d} = \operatorname{Re}(Z_{2d})$; $x_{2d} = \operatorname{Im}(Z_{2d})$.

Сопротивление роторных контуров по поперечной оси при скольжении s

$$Z_{2q} = r_{2q} + jx_{2q} = (y_{aq} + y_{kqs})^{-1}, \quad (6.209)$$

где $y_{aq} = (jx_{aq})^{-1}$; $y_{kqs} = (r_{kqs} + jx_{kqs})^{-1}$.

Откуда $r_{2q} = \operatorname{Re}(Z_{2q})$; $x_{2q} = \operatorname{Im}(Z_{2q})$.

Сопротивление роторных контуров при скольжении s

$$r_2 = (r_{2d} + r_{2q})/2; \quad x_2 = (x_{2d} + x_{2q})/2. \quad (6.210)$$

Сопротивления статора СК при скольжении s

$$r_1 = r_a + r_2 \approx r_2; \quad x_1 = x_a + x_2. \quad (6.211)$$

Индуктивное сопротивление статора СК с учетом реактора

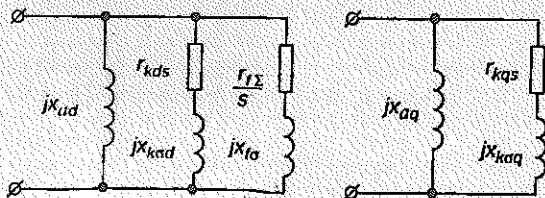


Рис. 6.31. Схемы замещения синхронной машины по продольной и поперечной осям в асинхронном режиме

$$x_{1\Sigma} = x_1 + x_p, \quad (6.212)$$

где x_p — индуктивное сопротивление реактора, обеспечивающее понижение напряжения на СК при $s=1$ до $k_U U_n$ (в первом приближении $x_p = x_{p0}$ по (6.200)).

Модуль сопротивления

$$z_{1\Sigma} = \sqrt{r_1^2 + x_{1\Sigma}^2}. \quad (6.213)$$

Пусковой ток (в относительных единицах) при скольжении s

$$I_n = 1/z_{1\Sigma}.$$

Вращающий момент при скольжении s в относительных единицах

$$M_n = r_2 I_n^2, \quad (6.214)$$

в абсолютных единицах (Дж)

$$M_n = r_2 I_n^2 M_6, \quad (6.215)$$

где $M_6 = S_n / \Omega$ — единичный (базисный) вращающий момент, Дж; S_n — номинальная мощность компенсатора, В·А.

Чтобы построить пусковые характеристики $M_n = f(s)$ и $I_n = f(s)$ (см. рис. 10.6 в примере расчета СК), нужно определить по изложенному алгоритму I_n и M_n при нескольких скольжениях, например при $s = 1; 0,5; 0,2; 0,1; 0,05$. Эти расчеты целесообразно проводить на компьютере с помощью программы, которую легко составить в соответствии с изложенным выше алгоритмом.

В программе должны осуществляться следующие расчеты:

при заданном скольжении s и ориентировочном значении пускового тока I_{n0} рассчитываются параметры r_{pds} по (6.202); r_{2d} и x_{2d} по (6.208);

рассчитываются параметры r_{2q} и x_{2q} по (6.209), r_2 и x_2 по (6.210), r_1 и x_1 по (6.211), $x_{1\Sigma}$ по (6.212), а также уточненные значения пускового тока I_n и пускового момента M_n при заданном скольжении s .

В программе должна быть предусмотрена возможность проведения итераций по току I_n для уточнения параметров массивных полюсов r_{pds} , x_2 и r_{2ds} рассчитанных в первом приближении по (6.202 и др.) при токе I_{n0} .

Поскольку $x_{pds} \gg x_{pd}$, $r_{pds} \gg r_{pd}$ для определения новых значений этих параметров при уточненном пусковом токе I_n используют формулы: $r'_{pds} = k r_{pds}$; $x'_{2d} = k x_{2d}$; $r'_{2d} = k r_{2d}$, где $k = (I_{n0}/I_n)^{4/9}$.

При первой итерации вводится ток $I_n = I_{n0}$; при второй итерации вводится ток $I_n = I_{n1}$, где I_{n1} — ток, полученный в первой итерации; при третьей итерации вводится ток $I_n = I_{n2}$, где I_{n2} — ток, полученный при второй итерации и т. д.

Итерационный процесс повторяют до тех пор, пока не достигнута требуемая точность, т. е. удовлетворяется условие

$$|I_{n(i+1)} - I_{ni}| < 0,02 I_{n0}.$$

Расчет по программе начинают со скольжения $s = 1$. Причем, при скольжении $s = 1$ с помощью программы уточняется не только значение пускового тока I_n , но и значение индуктивного сопротивления реактора x_p , обеспечивающее понижение напряжения на СК при этом скольжении до $k_U U_n$. При первой итерации при $s = 1$ в нее вводят $I_n = I_{n0}$ по (6.199) и $x_p = x_{p0}$ по (6.200). По найденным r_1 и x_1 уточняется значение x_p , обеспечивающее требуемое понижение напряжения,

$$x_p = x_{p1} = (1/k_U) \sqrt{(1 - k_U) r_1^2 + x_1^2} - x_1. \quad (6.216)$$

При второй итерации вводится $I_n = I_{n1}$ и $x_p = x_{p1}$, где I_{n1} — ток, полученный в первой итерации; x_{p1} — сопротивление реактора, полученное по (6.216) после первой итерации. По найденным r_1 и x_1 снова уточняют значение x_p по (6.216). При третьей итерации вводится $I_n = I_{n2}$ и $x_p = x_{p2}$, где I_{n2} — ток, полученный при второй итерации; x_{p2} — сопротивление реактора, полученное по (6.216) после второй итерации.

Итерационный процесс повторяют до тех пор, пока не достигают требуемой точности определения I_n и x_p , т. е. одновременно удовлетворяют условия $|I_{n(i+1)} - I_{ni}| < 0,02 I_{n0}$ и $|x_{p(i+1)} - x_{pi}| < 0,02 x_{p0}$. Найденное таким образом индуктивное сопротивление реактора $x_p = x_{p(i+1)}$ считают окончательно установленным и в расчетах при всех других скольжениях сохраняют таким же: $x_p = x_{p(i+1)} = \text{const}$.

После завершения расчета пусковых характеристик следует убедиться в том, что превышение температуры массивных полюсных наконечников остается при пуске в допустимых пределах. Для этого определяют время пуска

$$t_n = T_J / (M_{cp} - M_{т.ср}), \quad (6.217)$$

где T_J — постоянная инерции, с — по (6.167);

$M_{cp} = (10M_{1,0} + 16M_{0,5} + 8M_{0,2} + 3M_{0,1} + M_{0,05})/38$ — средний пусковой момент (в относительных единицах); $M_{1,0}$, $M_{0,5}$, $M_{0,2}$ и т. д. — пусковые вращающие моменты (в относительных единицах) соот-

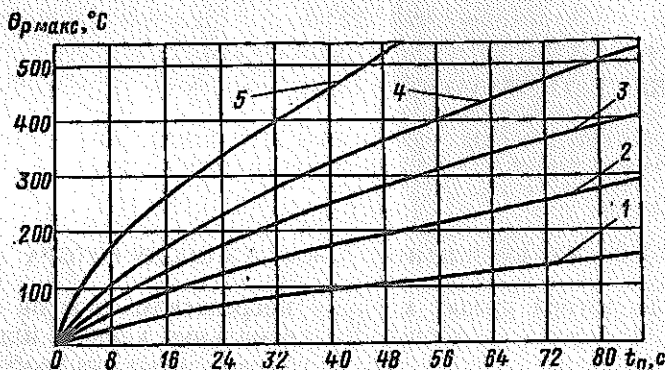


Рис. 6.32. Зависимость превышения температуры полюсных наконечников от времени пуска и удельных потерь:

1 — $\Delta p = 0,5 \cdot 10^6$ Вт/м²; 2 — $\Delta p = 1 \cdot 10^6$ Вт/м²; 3 — $\Delta p = 1,5 \cdot 10^6$ Вт/м²; 4 — $\Delta p = 2 \cdot 10^6$ Вт/м²; 5 — $\Delta p = 3 \cdot 10^6$ Вт/м²

ответственно при скольжениях $s = 1,0; 0,5; 0,2$ и т. д.; $M_{т.ср} = P_t / (3S_n)$ — средний момент сопротивления во время пуска (в относительных единицах), найденный при допущении о пропорциональности потерь трения кубу скорости вращения (вентиляционные потери, пропорциональные кубу скорости вращения, преобладают над потерями в подшипниках, см. § 6.12).

Затем определяют потери, выделяющиеся в полюсных наконечниках в начале пуска (при $s = 1$),

$$P_{пуск} = M_{п(s=1)} S_n,$$

где $M_{п(s=1)} = M_n$ — начальный пусковой момент в относительных единицах,

и удельные потери на единицу поверхности полюсных наконечников (Вт/м²)

$$\Delta p = P_{пуск} / F_p, \quad (6.218)$$

где $F_p = 2pb_p l_p$ — наружная поверхность полюсных наконечников, м².

По рассчитанным t_n и Δp с помощью кривых на рис. 6.32 находят превышение температуры полюсных наконечников $\Theta_{p, макс}$.

Пуск при выбранном реакторе можно считать допустимым, если превышение температуры $\Theta_{p, макс} < 200$ °C.

ГЛАВА 7

РАСЧЕТЫ МЕХАНИЧЕСКОЙ ПРОЧНОСТИ И ЖЕСТКОСТИ ОТДЕЛЬНЫХ УЗЛОВ И ДЕТАЛЕЙ

§ 7.1. РАСЧЕТ КРЕПЛЕНИЯ ПОЛЮСОВ К ОБОДУ РОТОРА

Полюсы ротора крепят к ободу посредством хвостов обычно Т-образной формы и парных тангенциальных клиньев или болтами. Рассчитывают крепления для максимальных центробежных усилий, действующих на полюсы при угонной частоте вращения ротора.

Расчет крепления полюсов с шпикованным сердечником посредством хвостов и пары тангенциальных клиньев. Хвост полюса с набранным из отдельных листов сердечником находится при вращении ротора в сложном напряженном состоянии. При нагрузках тонкие листы, из которых собран хвост, теряют устойчивость и корбятся. Теоретическое определение нагрузок на хвосты, при которых происходит потеря устойчивости листом, затруднительно, так как это зависит от многих причин: свойств материала, толщины листов, усилий запрессовки и др. Поэтому предельные нагрузки на хвосты, при которых происходит потеря устойчивости, определялись опытным путем. На основании этих опытов были установлены допустимые нагрузки на нормализованные хвосты полюсов, выполненные из стали с пределом текучести $\sigma_t \geq 200$ МПа, удлинением при разрыве $\delta \geq 8\%$ и модулем упругости $E = 200$ ГПа (табл. 7.1, рис. 7.1).

Хвосты полюсов, выполненные из листов стали большей толщины, имеют большую прочность, но при этом увеличиваются

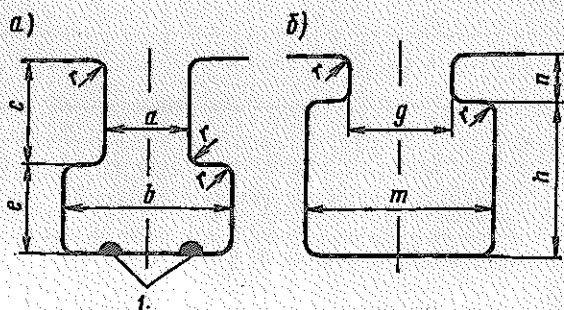


Рис. 7.1. Сечение Т-образного хвоста полюса (а) и паза обода ротора (б)

поверхностные потери мощности в наконечниках полюсов. Устойчивость листа при нагрузках на хвост значительно повышается при наложении на нижнюю кромку хвоста непрерывных сварочных швов 1, для которых в листах при штамповке предусматривают специальные канавки на их нижней кромке (рис. 7.1, а).

Расчет крепления полюсов с помощью хвостов сводится прежде всего к определению нагрузки, действующей на единицу длины хвоста полюса при максимальной (угонной) частоте вращения ротора. Рассчитанная нагрузка не должна превышать допустимую для выбранного хвоста полюса по табл. 7.1.

Таблица 7.1

№	Размеры хвоста, мм					Размеры паза, мм					Толщина листа, мм	Допускаемые нагрузки на хвост, кН/м	
	a	b	c	e	k	r	g	m	h	n		непроваренный	проваренный
1	12	24	24	12	—	1	14	26	25	12	0,5	450	600
											1	600	1100
2	20	40	38	20	—	1,5	22	42	40	20	1	800	1100
											1,5	1500	2000
3	26	52	50	25	80	1,5	29	55	52	25	1	700	1100
											1,5	2100	2800
4	32	65	58	32	98	1,5...2	35	69	60	32	1	620	1300
											1,5	2200	2900
5	38	70	58	32	110	1,5...2	42	74	60	32	1	530	1800
											1,5	2500	3400
6	40	78	62	32	—	1,5...2	—	—	—	—	1,5	—	4000
											2	—	5600
7	48	86	66	40	150	1,5...3	52	90	68	40	1,5	—	4800
											—	—	—
8	56	102	80	52	—	1,5...3	—	—	—	—	1,5	—	5600
											2	—	7800
9	75	135	90	60	—	1,5...3	—	—	—	—	1,5	—	7500
											2	—	10000

Примечания: 1. При замене листов сердечника полюса толщиной 1,5 мм листами толщиной 2 мм допустимую нагрузку на проваренный хвост можно увеличить на 40%.

2. k — расстояние между двумя хвостами одного полюса.

Если рассчитанная нагрузка превышает допустимую для предварительно выбранного хвоста, то берут хвост больших размеров, допускающий большую нагрузку, или принимают два хвоста на

один полюс, считая, что нагрузка между ними распределяется поровну. Применять число хвостов больше двух на один полюс не рекомендуется, так как при этом не удастся обеспечить равномерное распределение нагрузки между ними.

Нагрузка на 1 м хвоста (Н/м) определяется центробежной силой 1 м полюса при угонной частоте вращения $n_{\text{уг}}$ (1/с):

$$C' = (C_{mf}/m) \rho_{mf} \Omega_{\text{уг}}^2, \quad (7.1)$$

где m — число хвостов полюса;

$$\Omega_{\text{уг}} = 2\pi n_{\text{уг}}, \quad (7.2)$$

— угонная угловая скорость ротора, рад/с;

$$\rho_{mf} = H + 0,5h_{mr} \quad (7.3)$$

— средний радиус центра тяжести полюса (рис. 7.2), м;

$$G'_{mf} = G_{mf} + G'_m + G'_c \text{ — масса 1 м полюса, кг/м;}$$

$$G'_{mf} = 2 \cdot 1,05 g_m s_f w_f \quad (7.4)$$

— масса одной катушки обмотки возбуждения, приходящаяся на 1 м полюса, кг/м; w_f — число витков катушки; s_f — сечение витка катушки; $g_m = 8900$ — плотность меди, кг/м³; коэффициент 1,05 учитывает массу изоляции; $G'_m = G_m/(2p'_m)$ — масса 1 м длины сердечника полюса, кг/м; G_m — по (6.174); $G'_c = G_c/(2p'_c)$ — масса демпферных стержней полюса на 1 м длины, кг/м; G_c — по (6.172).

Если обод ротора состоит из отдельных пакетов или дисков, разделенных между собой радиальными вентиляционными каналами, то расчетная нагрузка на единицу длины хвоста несколько возрастает. Это объясняется тем, что в зоне каналов крепящие полюсные клинья работают не на сжатие, а на изгиб и обладают большей податливостью. Вследствие этого часть хвоста, расположенная над вентиляционным каналом, нагружена меньше, а часть хвоста, расположенная над пакетом стали (диском) обода ротора, — больше. Приблизительно это явление можно учесть, считая, что вся нагрузка (Н/м) приходится на те части хвоста полюса, которые расположены над пакетами (дисками) обода ротора:

$$C'' = C' (l'_{a2} + b_{a2})/l'_{a2}, \quad (7.5)$$

где l'_{a2} — длина пакета диска обода ротора, заключенная между двумя радиальными вентиляционными каналами; b_{a2} — аксиальная длина радиального вентиляционного канала.

Размеры хвоста определяют, сопоставляя расчетную нагрузку C'' с допустимой по табл. 7.1.

Расчет крепления полюсов с массивным сердечником посредством хвостов и пары тангенциальных клиньев. Массивные сердечники полюсов значительно прочнее шихтованных. Их изготавливают коваными из стали марок 35, 40, 45, а при очень больших нагрузках применяют легированные стали с более высокими механическими свойствами.

Сечение шейки хвоста (размер a по рис. 7.3) выбирают по допустимым напряжениям растяжения, действующим на полюс от центробежной силы C' (Н/м), определяемой по (7.1). Напряжение растяжения в шейке хвоста (Π_a)

$$\sigma_{p.m} = C'/a.$$

Расчет хвоста на прочность сводится к определению напряжений растяжения, изгиба и сдвига в заплечике хвоста (рис. 7.3), которые не должны превосходить допустимых.

В произвольном сечении $A - B$ заплечика хвоста под действием силы $C'/2$ (Н/м) на единицу длины хвоста действует изгибающий момент (Н·м/м)

$$M' = 0,5C'(d + 0,5e \operatorname{tg} \alpha). \quad (7.6)$$

Момент сопротивления 1 м хвоста в сечении $A - B$

$$W' = (1/6)(e/\cos \alpha)^2. \quad (7.7)$$

Максимальное напряжение изгиба в сечении $A - B$ заплечика хвоста

$$\sigma'_n = M'_n/W' = (3C'd/e^2) \cos^2 \alpha + [3C'/(4e)] \sin 2\alpha. \quad (7.8)$$

Напряжение растяжения в сечении $A - B$

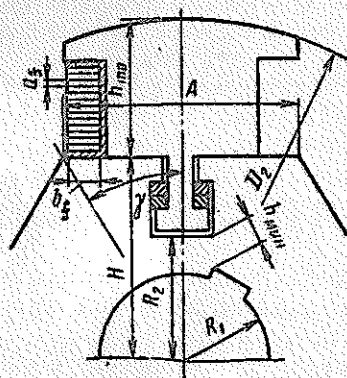


Рис. 7.2. Сечение ротора

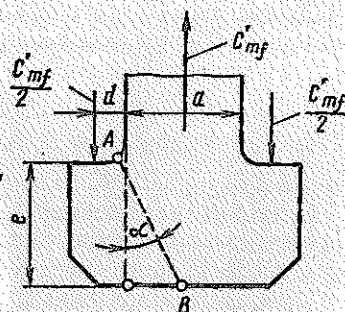


Рис. 7.3. Сечение массивного Т-образного хвоста полюса

$$\sigma'_p = [C'/(4e)] \sin 2\alpha. \quad (7.9)$$

Результирующее напряжение растяжения в точке A

$$\sigma'_A = \sigma'_n + \sigma'_p = k'(C'/e), \quad (7.10)$$

где $k' = (3d/e) \cos^2 \alpha + \sin 2\alpha$.

Приравняв нулю производную функции σ'_A по углу α , определяем, что наибольшие напряжения будут в сечении, находящемся под углом

$$\alpha_m = 0,5 \arctg [2e/(3d)].$$

Подставляя значение α_m в (7.10), получим наибольшее результирующее напряжение в точке A (Π_a)

$$\sigma_A = kC'/e, \quad (7.11)$$

где C' , Н/м — по (7.1); e , м — по рис. 7.3;

$$k = (3d/e) \cos^2 \alpha_m + \sin 2\alpha_m. \quad (7.12)$$

На рис. 7.4 приведена кривая $k = f(e/d)$, которую используют для расчетов.

Результирующее напряжение от растяжения и изгиба в точке A по (7.11) не должно превышать 0,8...0,9 предела текучести материала σ_T :

$$\sigma_A \leq (0,8...0,9) \sigma_T.$$

Максимальные касательные напряжения от перерезывающей силы возникают в плоскости под углом $\alpha = 0$:

$$\tau = (3/4)(C'/e). \quad (7.13)$$

Допустимые касательные напряжения по (7.13) не должны превосходить 0,4 предела текучести материала σ_T :

$$\tau \leq 0,4 \sigma_T.$$

Для быстроходных машин применяют поковки из легированных сталей с $\sigma_T = 230...290$ МПа.

С целью уменьшения концентраций напряжений в местах резкого изменения сечений хвоста предусматривают радиусные переходы и необходимую чистоту обработки поверхности.

Крепление полюсов болтами. Крепление полюсов к ободу ротора болтами встречается в гидрогенераторах небольшой мощности. Чтобы не происходило удлинения болтов под действием центро-

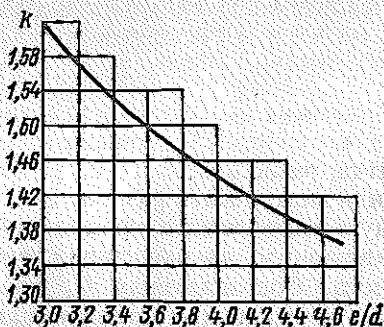


Рис. 7.4. Кривая $k=f(e/d)$ для расчета напряжений в заплечике хвоста

бежной силы при вращении ротора, болты ставят с предварительным натягом, величина которого превышает центробежную силу на 20%. Глубина ввинчивания болтов в шихтованный сердечник полюса не менее 2...2,5 диаметра болта.

Растягивающее напряжение (Па) в болтах полюса определяют с учетом предварительного их натяга:

$$\sigma_p = 1,2C/(n_6 s_6), \quad (7.14)$$

где

$$C = C_{mf} \rho_{mf} \Omega_{yt}^2 \quad (7.15)$$

— центробежная сила полюса, Н;

$$G_{mf} = (G_{mf} + G_c + G_x + G_m)/(2p) \quad (7.16)$$

— масса полюса, кг; G_{mf} , G_c , G_x , G_m — соответственно по (6.171)...(6.174); Ω_{yt} , рад/с — по (7.2); ρ_{mf} , м — по (7.3); n_6 — количество болтов; s_6 — расчетное сечение болта по внутреннему диаметру резьбы принимают по следующим данным:

Болт	M20	M24	M30	M36	M42	M48
Расчетное сечение $s_6 \cdot 10^{-4}$, м ²	2,2	3,1	5	7,4	10	13,5

Число болтов для устойчивого крепления полюса принимают не менее двух. Диаметр болтов принимают не более 0,04...0,05 м.

Допустимое растягивающее напряжение в сечении болта под резьбой принимают около 0,5 предела текучести материала σ_r . Внутренний диаметр (м) болтов можно определить из (7.14)

$$d_6 = \sqrt{4,8C/(\pi n_6 \sigma_{p, \text{доп}})}, \quad (7.17)$$

для болтов из стали 30 $\sigma_{p, \text{доп}} = 120$ МПа.

§ 7.2. РАСЧЕТЫ МЕХАНИЧЕСКИХ НАПРЯЖЕНИЙ В ВИТКАХ КАТУШКИ ПОЛЮСА И НЕОБХОДИМОГО КОЛИЧЕСТВА РАСПОРОК МЕЖДУ ПОЛЮСАМИ

При вращении ротора на каждый элемент витка полюсной катушки действует центробежная сила C_p (рис. 7.5), приложенная к центру тяжести сечения провода витка, расположенного на радиусе ρ от оси вращения ротора. Эта сила может быть разложена на две составляющие: C_d — направленную параллельно продольной оси полюса и C_n — нормальную составляющую, направленную перпендикулярно продольной оси полюса. Составляющая C_d воспринимается полюсным наконечником, нормальная составляющая C_n вызывает изгибающие напряжения в витках катушки, стремясь выгнуть витки в пространство между полюсами.

Центробежная сила (Н/м) элемента витка катушки длиной 1 м при угловой частоте вращения

$$C_p = C_{mf}'' \rho \Omega_{yr}^2, \quad (7.18)$$

где

$$G_{mf}'' = G_{mf}' / w_f \quad (7.19)$$

— масса 1 м провода катушки, кг/м; G_{mf}' — по (7.4); Ω_{yr} — по (7.2); ρ — радиус вращения центра тяжести сечения провода витка катушки.

Нормальная составляющая $C_n = C_p \sin \alpha$. Учитывая (7.18) и подставляя значение $\sin \alpha = R/\rho$, выражение для нормальной составляющей примет следующий вид (Н/м):

$$C_n = G_{mf}'' \Omega_{yr}^2 R, \quad (7.20)$$

где R — расстояние центра тяжести сечения провода от оси витка (рис. 7.5 и 7.6), м.

Из (7.20) видно, что нормальная составляющая C_n одинакова для всех витков катушки, т. е. не зависит от радиуса ρ .

Составляющая центробежной силы на единицу длины витка на закруглениях

$$C_n' = C_n \sin \varphi, \quad (7.21)$$

где φ — угол между продольной осью витка и рассматриваемым элементом (рис. 7.6).

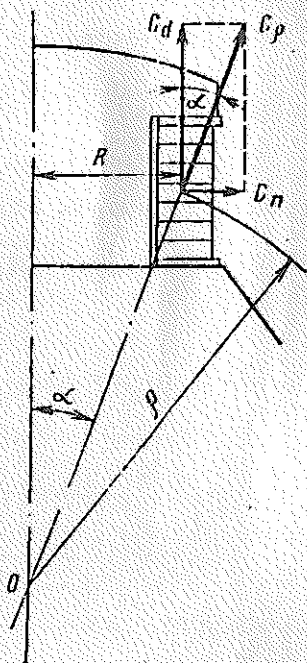


Рис. 7.5. Силы, действующие на провод полюсной катушки при вращении ротора

На рис. 7.6 показано распределение сил, перпендикулярных оси полдоса по длине провода витка.

Задача определения необходимости установки распорок и их количества сводится к определению напряжения в проводе витка, представляющем собой кривой брус, состоящий из прямолинейной части длины L и двух полуокружностей радиуса R . Вследствие симметрии витка сечения $A-A$ и $B-B$ не поворачиваются. В этих сечениях действуют изгибающие моменты M_n .

Растягивающие усилия в сечениях $A-A$ и $B-B$ можно определить, просцируя все силы на вертикальную ось y .

Так как радиус закругления R витка катушки невелик по сравнению с его прямолинейной частью L , то с некоторым приближением можно считать виток за прямую балку длиной $L+2R$ с заземленными концами, нагруженную равномерно распределенной нагрузкой C_n .

Максимальный изгибающий момент в местах заземления балки (сечения $A-A$ и $B-B$) ($\text{Н} \cdot \text{м}$)

$$M_n \approx C_n(L+2R)^2/12. \quad (7.22)$$

Одностороннее растягивающее усилие в сечении $A-A$ или $B-B$ (Н)

$$C_p = 0,5C_n(L+2R). \quad (7.23)$$

Наибольшее растягивающее напряжение в витке (Па)

$$\sigma_{p,\max} = M_n/W_n + C_p/(a_3b_3), \text{ где } a_3=a_f, b_3=b_f \text{ (см. § 6.9)}. \quad (7.24)$$

Подставляя в (7.24) значение момента сопротивления сечения витка (м^3)

$$W_n = a_3b_3^2/6, \quad (7.25)$$

значения C_p из (7.23) и момента M_n из (7.22), получим (Па)

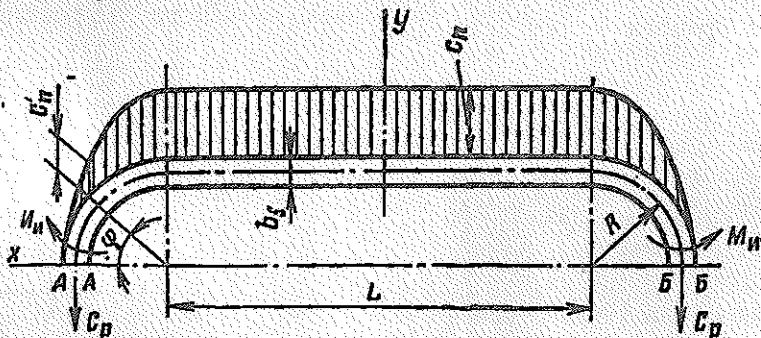


Рис. 7.6. К расчету механических напряжений в проводе катушки

$$\sigma_{p, \max} = [(C_p (L+2R)/(2a_3 b_3))] [(L+2R)/b_3 + 1]. \quad (7.26)$$

В этом выражении с достаточной степенью точности можно принять

$$(L+2R)/b_3 + 1 \approx (L+2R)/b_3.$$

Кроме того, для учета влияния изогнутой части витка на снижение напряжений в (7.26) вводят коэффициент $k' = f(R/L)$ по рис. 7.7. В результате с учетом (7.20) получим выражение для максимальных напряжений в проводе витка катушки, которое используют для расчетов, (Па)

$$\sigma_{p, \max} = G_{mf}'' \Omega_{yt}^2 R [(L+2R)^2 / (2a_3 b_3^2)] k', \quad (7.27)$$

где G_{mf}'' — масса 1 м провода катушки по (7.19), кг/м.

При выводе формулы (7.27) не учитывались силы трения между витками, которые частично уравнивают нормальную составляющую центробежной силы.

Если катушка имеет четыре радиуса закругления, то ширина катушки будет $2R + l_{\text{доб}}$, где $l_{\text{доб}}$ — длина прямолинейного участка лобовой части катушки. В этом случае максимальные напряжения (Па)

$$\sigma_{p, \max} = G_{mf}'' \Omega_{yt}^2 (2R + l_{\text{доб}}) [(L+2R)^2 / (2a_3 b_3^2)] k'. \quad (7.28)$$

При выполнении обмотки возбуждения из алюминия в (7.27) или (7.28) надо подставить G_{Al}'' вместо G_{mf}'' .

Распорки между полюсами ставят, если рассчитанные напряжения превышают допустимые напряжения на изгиб для меди $\sigma_{p, \text{доп}} = 50$ МПа. При установке в межполюсном пространстве одной распорки пролет между точками закрепления полувитка катушки уменьшается в два раза, а растягивающие напряжения — в четыре раза. Если между полюсами установлено m распорок, то растягивающие напряжения в меди (Па)

$$\sigma_p = \sigma_{p, \max} / (m+1)^2. \quad (7.29)$$

Количество распорок, которое требуется поставить, ориентировочно

$$m = \sqrt{\sigma_{p, \max} / (50 \cdot 10^6)} - 1.$$

$$(7.30)$$

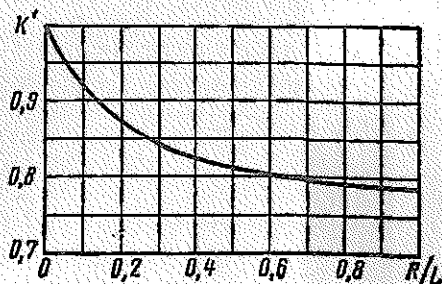


Рис. 7.7. Зависимость $k' = f(R/L)$

§ 7.3. РАСЧЕТ МЕХАНИЧЕСКОЙ ПРОЧНОСТИ КРОМКИ ПОЛЮСНОГО НАКОНЕЧНИКА С ШИХТОВАННЫМ СЕРДЕЧНИКОМ ПОЛЮСА

Центробежные силы, действующие на кромку шихтованного наконечника, могут привести к потере устойчивости листов, как и в полюсных хвостах. Размеры кромки полюсного наконечника выбирают из электромагнитного расчета. Поэтому нормализовать размеры кромки, как это сделано с хвостами полюсов, не представляется возможным.

В качестве условной величины, характеризующей устойчивость кромки шихтованного наконечника, принимают напряжение изгиба в наиболее опасном сечении кромки.

Основным изгибающим моментом, действующим на единицу длины кромки, является момент от центробежной силы катушки обмотки возбуждения ($\text{Н} \cdot \text{м/м}$)

$$M_{\text{цф}} = C_f' b_f, \quad (7.31)$$

где b_f — плечо приложения силы C_f' , равное расстоянию от центра тяжести сечения катушки до центра опасного сечения кромки (рис. 7.8), м;

$$C_f' = 0,5 G_{\text{мф}}' \rho_f \Omega_{\text{ут}}^2 \quad (7.32)$$

— центробежная сила одной стороны катушки на единицу длины, Н/м ; $\Omega_{\text{ут}}$, $\rho_f \approx \rho_{\text{мф}}$ и $G_{\text{мф}}'$ по (7.2) — (7.4).

Кроме $M_{\text{цф}}$ на единицу длины кромки полюса действуют изгибающие моменты $M_{\text{н.хр}} = C_{\text{хр}}' b_{\text{хр}}$ от центробежной силы $C_{\text{хр}}'$, созданной массой кромки, и $M_{\text{н.рп}} = C_{\text{рп}}' b_{\text{рп}}$ от центробежной силы $C_{\text{рп}}'$, созданной массой распорок с учетом бокового давления на них катушки обмотки полюса, где $b_{\text{хр}}$ и $b_{\text{рп}}$ — плечи сил по рис. 7.8; $C_{\text{хр}}'$ и $C_{\text{рп}}'$ определяют по (7.32), подставив соответствующие величины.

Можно принять

$$M_{\text{н.хр}} + M_{\text{н.рп}} \approx 0,2 M_{\text{цф}},$$

тогда результирующий изгибающий момент на единицу длины ($\text{Н} \cdot \text{м/м}$)

$$M_{\text{н}} = M_{\text{цф}} + M_{\text{н.хр}} + M_{\text{н.рп}} \approx 1,2 M_{\text{цф}} \quad (7.33)$$

Напряжение изгиба (Па) в сечении $A - A$ (рис. 7.8, а) кромки полюса высотой $h_{\text{кр}}$ и длиной 1 м

$$\sigma_{\text{кр}} = 1,2 \cdot 6 M_{\text{н}} / h_{\text{кр}}^2 \quad (7.34)$$

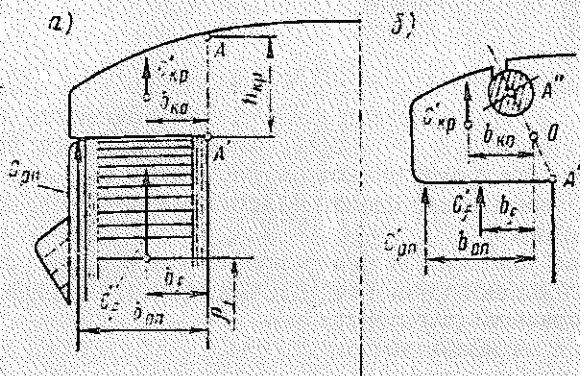


Рис. 7.8. К расчету кромки полюсного наконечника на механическую прочность

Если в это сечение попадает отверстие для демпферного стержня (рис. 7.8, б), то из него следует вычесть высоту шлица и половину диаметра отверстия. Плечи приложения сил при определении изгибающих моментов в этом случае отсчитывают от точек приложения сил до центра сечения $A' - A''$.

Допускаемые напряжения в кромке полюсного наконечника зависят от толщины листов сердечника полюса:

Толщина листа, мм	1	1,5	2
Допускаемые напряжения, МПа	70	100	140

§ 7.4. РАСЧЕТ ЩЕКИ ПОЛЮСА НА МЕХАНИЧЕСКУЮ ПРОЧНОСТЬ

В щеке полюса различают нажимную часть, плоскость которой соприкасается с плоскостью листа сердечника полюса, и козырек (рис. 7.9).

С помощью щеки сердечник полюса, набранный из отдельных листов, удерживается в спрессованном состоянии. Давление запрессовки сердечника полюса составляет 3...4 МПа. Усилия от давления между листами вызывают изгибающий момент, действующий на щеку. Максимальные напряжения от этого момента появляются в сечениях нажимной части щеки, ослабленных отверстиями, через которые проходят стяжные шпильки полюса.

На козырек щеки при вращении ротора действуют центробежные силы от масс лобовой части катушки полюса, элементов демпферной системы и козырька щеки. Наибольшие напряжения от этих сил возникают в месте перехода козырька к нажимной части щеки.

При креплении полюса к ободу ротора с помощью хвостов щека также имеет хвост, который воспринимает нагрузки от центробежных сил, создаваемых при вращении ротора массами лобовой части

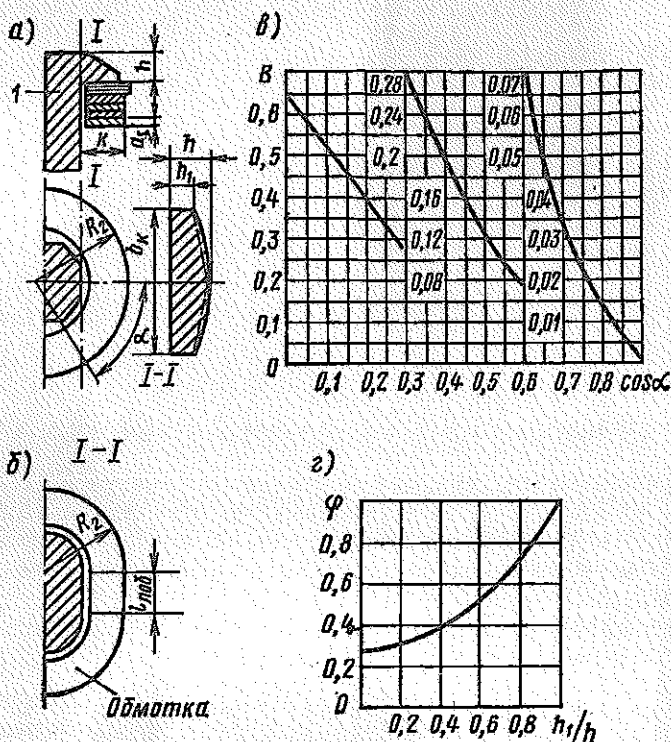


Рис. 7.9. К расчету щеки полюса

катушки полюса, элементов демпферной системы (лобовой части) и самой щеки. Массивный хвост щеки на механическую прочность рассчитывают по той же методике, что и хвост массивного сердечника полюса.

Расчет механических напряжений в сечении I—I козырька щеки. Изгибающий момент относительно сечения I—I (рис. 7.9, а) определяется прежде всего центробежной силой, создаваемой при вращении ротора массой лобовой части катушки, передающей нагрузку на козырек щеки 1. Площадь сегмента лобовой части катушки, опирающегося на козырек щеки, вычисляют по размерам полюса. Затем рассчитывают центробежную силу сегмента на единицу площади и плечо приложения силы.

По этим данным изгибающий момент в сечении I—I от центробежной силы сегмента лобовой части катушки с одним радиусом закругления (Н·м)

$$M_n = 1,05 g_m a_s w_f B R_2^3 \rho \Omega_{гр}^2, \quad (7.35)$$

$1,05$ — коэффициент, учитывающий массу изоляции; $g_m = 8900$ — плотность меди, кг/м^3 ; a_r — радиальный размер витка катушки, м; w_f — число витков катушки; R_2 — наружный радиус витка катушки, м; ρ — радиус вращения центра тяжести катушки, $B = f(\cos \alpha)$ — определяется по кривой на рис. 7.9, в; $\cos \alpha = 1 - k/R_2$; k — расстояние от щеки до наружной поверхности витка катушки (рис. 7.9, а), м.

Если катушка имеет два радиуса закругления (рис. 7.9, б), то изгибающий момент в сечении $I-I$ от ее лобовой части ($\text{Н} \cdot \text{м}$)

$$M_n = 1,05 g_m a_r w_f (B R_2^3 + 0,5 l_{\text{лоб}} k^2) \rho \Omega_{\text{уг}}^2, \quad (7.36)$$

где $l_{\text{лоб}}$ — длина прямолинейного участка лобовой части катушки; $B = f(\cos \alpha)$ — по рис. 7.9, в.

Момент сопротивления козырька щеки в сечении $I-I$ (м^3)

$$W = b_r h^2 \phi / 6, \quad (7.37)$$

где $\phi = f(h_1/h)$ — учитывает уменьшение момента сопротивления за счет неравномерности сечения $I-I$ (рис. 7.9, г).

Напряжение изгиба в сечении $I-I$ (Па)

$$\sigma_n = 1,2 M_n / W. \quad (7.38)$$

Коэффициент $1,2$ в (7.38) учитывает увеличение напряжений за счет действия центробежных сил от масс козырька щеки и элементов демпферной системы, крепящихся к козырьку.

Допустимые напряжения в щеке для поковки из Ст3 — 120 МПа , из Ст5 или стали 35 — 150 МПа .

§ 7.5. РАСЧЕТ ОБОДА НА МЕХАНИЧЕСКУЮ ПРОЧНОСТЬ

При вращении ротора обод испытывает растягивающее напряжение от центробежных сил, обусловленных собственной массой и массой закрепленных на нем полюсов. Эти напряжения при некоторых значениях окружной скорости и ширины обода ротора достигают предельного значения. Дальнейшее увеличение скорости может вызвать остаточные деформации в ободе и поэтому становится опасным для гидрогенератора.

Задача расчета обода на механическую прочность сводится к выбору таких его размеров, чтобы максимальные напряжения в нем при угонной частоте вращения не превышали допустимых. Конструктивно ободы роторов выполняют литыми, дисковыми и сегментными.

Расчет механической прочности дискового обода. Метод расчета сердечника ротора, состоящего из цельных дисков, можно также

применить для определения механических напряжений в литом сердечнике ротора или в сердечнике ротора, выполненном из толстых массивных колец, насаженных на спицы или вал. В расчете учитывают напряжения, вызываемые посадкой сердечника на вал, однако это практически не влияет на точность расчета, так как в угонной частоте вращения эти напряжения малы по сравнению с напряжениями от центробежной силы ротора.

Сердечник ротора (рис. 7.2) можно поделить на две части: собственно сердечник, ограниченный внутренним отверстием радиуса R_1 и поверхностью радиуса R_2 (до дна пазов для хвост полюсов), и хвостовую зону, ограниченную внешним контуром сердечника и поверхностью радиуса R_2 .

Масса хвостовой зоны на 1 м аксиальной длины ротора (см. рис. 7.2) (кг/м)

$$G_{x,z} = g_c (2pA \cdot 0,5H - \pi R_2^2) = g_c (pAH - \pi R_2^2), \quad (7.3)$$

где $g_c = 7800$ — плотность стали, кг/м³; p — число пар полюсов; H, R_2 — размеры (рис. 7.2), м.

Центробежная сила хвостовой зоны на 1 м (Н/м)

$$C_{x,z} = G_{x,z} \cdot 0,5 (H + R_2) \Omega_{\text{гр}}^2. \quad (7.4)$$

Радиальное напряжение на поверхности радиуса R_2 (Па)

$$\sigma_p = [2p (C/l_{\text{мщ}}) + C_{x,z}] / (2\pi R_2), \quad (7.41)$$

где C — центробежная сила полюса с обмоткой по (7.15); $2p$ — число полюсов; $l_{\text{мщ}}$ — длина сердечника полюса со щеками.

Тангенциальные напряжения в сечении сердечника ротора распределены неравномерно. Максимальное тангенциальное напряжение (Па) возникает на внутренней поверхности сердечника радиуса R_1 :

$$\sigma_t = [2/(1 - \alpha^2)] \sigma_p + TR_2^2 \Omega_{\text{гр}}^2, \quad (7.42)$$

где $\alpha = R_1/R_2$; $T = 6500 (1 + 0,212\alpha^2)$ — коэффициент для учета напряжений от центробежных сил сердечника ротора, заключенного между поверхностями радиусов R_1 и R_2 .

Тангенциальное напряжение (Па) в стали сердечника ротора с учетом ослабления шпоночной канавкой

$$\sigma'_t = \sigma_t (R_2 - R_1) / h_{\text{мин}}. \quad (7.43)$$

Если сечение сердечника ротора кроме шпоночной канавки имеет еще отверстие для стержня шпильки диаметром $d_{\text{ш}}$, то из размера

$h_{\min}$ (см. рис. 7.2) надо вычесть диаметр отверстия $d_{\text{ш}}$ ($d_{\text{ш}}=0,025...0,04$ м) и в (7.43) вместо $h_{\min}$ подставить $h'_{\min}=h_{\min}-d_{\text{ш}}$.

Максимальные напряжения не должны превышать допускаемых: для стали Ст3 — 120 МПа, Ст5 и стали 35 — 150 МПа.

Расчет механической прочности сегментного обода. Сегментный обод ротора набирают вперекрой из отдельных листов (сегментов) и стягивают шпильками. Обод расклинивают на остовах с помощью клиновых шпонок в горячем состоянии. При охлаждении обода создается радиальный натяг. Величину натяга выбирают из условия равенства механических напряжений при натяге механическим напряжениям в ободе при частоте вращения, равной 1,4...1,5 от номинальной, т. е. при частоте вращения, которой может достичь ротор в случае внезапного сброса нагрузки с гидрогенератора. Эту частоту вращения называют *разъединительной*, так как при дальнейшем увеличении частоты вращения (выше 1,4...1,5 от номинальной) между остовом и ободом ротора появляется зазор (остов и обод разъединяются) за счет растяжения обода ротора под действием механических усилий.

Вблизи отверстий, через которые проходят стяжные шпильки, в сегментах происходит концентрация механических напряжений. Расчет напряжений с учетом этих концентраций — сложная задача и в нем нет необходимости. Это объясняется прежде всего высокой пластичностью и однородностью материала сегментов, а также статическим характером нагрузки от центробежных сил вращающихся масс полюсов и обода. Механическую прочность обода ротора определяют по тангенциальным напряжениям, возникающим при угонной частоте вращения в наиболее ослабленном его сечении.

При сборке обода сегменты одного слоя сдвигают по отношению к сегментам другого слоя на величину v , равную одному или половине полюсного деления. Число сегментов, укладываемых в одном слое,

$$n'_c = 2p/s, \quad (7.44)$$

где $s=4...7$ — число полюсных делений на одном сегменте; $2p$ — число полюсов.

Полное число слоев сегментов в ободе

$$N = k_c l_{\text{об}} / \Delta_c, \quad (7.45)$$

где $k_c=0,87...0,93$ — коэффициент заполнения, равный отношению длины стали обода (без учета вентиляционных каналов, зазоров между слоями) к полной длине $l_{\text{об}}$ обода; $l_{\text{об}}$ — полная длина обода (с учетом вентиляционных каналов), м; $\Delta_c=0,004...0,006$ — толщина сегмента, м.

На стыках сегментов одного слоя оставляют зазоры.

Весь обод ротора можно представить состоящим из отдельных элементарных ободов, в каждом из которых стыки сегментов в соседних слоях сдвинуты относительно друг друга на v полюсных делений. В сечении одной произвольной радиальной плоскости элементарного обода попадает только один стык. Число слоев в элементарном обode

$$u = s/v, \quad (7.46)$$

где s — длина сегмента, выраженная числом полюсных делений; v — смещение сегментов одного слоя по отношению к сегментам другого слоя, выраженное числом полюсных делений; обычно принимают $v = 1$ или 0,5.

На рис. 7.10 показан элементарный обод с числом слоев $u = 5$. Стыки сегментов 6, 7 и других слоев, принадлежащих второму элементарному ободу, находятся в одних радиальных плоскостях (сечения I—I, II—II) со стыками сегментов 1, 2 и других слоев, принадлежащих первому элементарному ободу.

Центробежные силы, действующие на кольцевой обод, стремятся растянуть его. Растягивающее усилие, действующее в сечении кольцевого элементарного обода, (Н)

$$C_s = [(C_0 + 2pC)/(2\pi)] (u/N), \quad (7.47)$$

где N и u — по (7.45) и (7.46);

$$C_0 = G_0 \rho_{\text{об}} \Omega_{\text{гр}}^2 \quad (7.48)$$

— центробежная сила обода, Н; G_0 — по (6.175), кг; $\Omega_{\text{гр}}$ — по (7.2), рад/с; $\rho_{\text{об}} \approx (D_{a2} + D'_{a2})/2$; C — по (7.15), Н; $2p$ — число полюсов.

В элементарном обode, имеющем u слоев, на растяжение работают $u - 1$ слоев, так как один стык попадает в сечение радиальной плоскостью. Наибольшие напряжения будут в ослабленном сечении сегмента обода.

Пренебрегая силами трения между сегментами слоев, определим средние растягивающие напряжения в сегментах (Па)

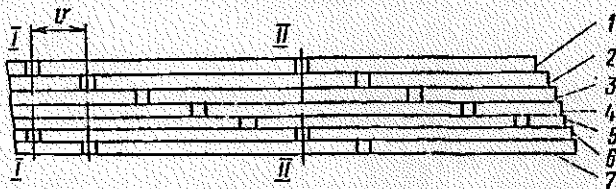


Рис. 7.10. Элементарный обод с числом слоев $u = 5$

$$\sigma_p = C_3 / [(u-1)\Delta_c h_{\min}], \quad (7.49)$$

где u — по (7.46); C_3 — по (7.47), Н; Δ_c — толщина сегмента, м; $h_{\min}$ — наименьшая высота сегмента с учетом ослабления сечения пазами для полюсного хвоста, клиновой шпонки и отверстиями для стяжных шпилек. На рис. 7.11 $h_{\min}$ определяется по сечению $a-b-c$, м.

Напряжения σ_p , рассчитанные по (7.49), не должны превышать 0,9 предела текучести материала сегментов σ_T ($\sigma_T = 320...340$ МПа для стали 35).

Под действием растягивающего усилия C_3 , определяемого по (7.47), в стяжных шпильках обода возникает напряжение среза (Π_a)

$$\sigma_{cp} = 4C_3 / [b_{ш} v (u-1) \pi d_{ш}^2], \quad (7.50)$$

где $b_{ш}$ — число шпилек, приходящееся на полюсное деление сегмента; $d_{ш} = 0,025...0,04$ — диаметр шпильки, м; v, u — по (7.46).

Напряжение среза σ_{cp} шпилек не должно превышать допускаемого $\sigma_{ср, доп} = 75$ МПа из стали Ст3 и $\sigma_{ср, доп} = 120$ МПа из стали Ст5.

Подставляя в (7.50) $\sigma_{cp} = \sigma_{ср, доп}$ и принимая определенный диаметр шпильки $d_{ш}$, можно определить число стяжных шпилек, приходящихся на одно полюсное деление,

$$b_{ш} = 4C_3 / [\sigma_{ср, доп} v (u-1) \pi d_{ш}^2]. \quad (7.51)$$

После выбора числа стяжных шпилек и определения в них напряжения среза σ_{cp} по (7.50) проверяют прочность листов сегментов на смятие в местах отверстий под стяжные шпильки. Напряжение смятия (Π_a)

$$\sigma_{см} = \pi d_{ш} \sigma_{cp} / (4\Delta_c). \quad (7.52)$$

Для стали Ст3 допускаемое напряжение на смятие в сегментах $\sigma_{см, доп} = 300$ МПа. Если напряжение смятия $\sigma_{см}$ по (7.52) превышает допустимое, то нужно уменьшить σ_{cp} путем увеличения числа шпилек $b_{ш}$ или их диаметра $d_{ш}$.

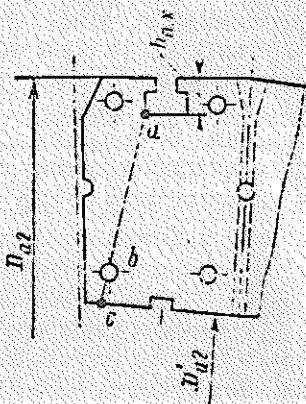


Рис. 7.11. Часть сегментного обода ротора

§ 7.6. РАСЧЕТ ВАЛА НА ПРОЧНОСТЬ И ЖЕСТКОСТЬ

Вал гидрогенератора передает ротору крутящий момент от гидравлической турбины и несет на себе вращающиеся части гидроагрегата. В вертикальных гидрогенераторах кроме усилий от передаваемого крутящего момента на вал действуют растягивающие силы от веса частей ротора гидрогенератора, гидравлической турбины и от аксиальной составляющей давления воды на рабочее колесо турбины.

При монтаже гидрогенератора ротор стремятся расположить в статоре концентрично так, чтобы зазор между статором и ротором во всех точках был одинаковым. Однако практически всегда имеется некоторый эксцентриситет ротора по отношению к статору. Это приводит к появлению силы одностороннего электромагнитного притяжения ротора к статору, которая вызывает изгибающий момент.

В горизонтальных гидрогенераторах и синхронных компенсаторах изгибающий момент вала вызывается совместным действием сил от веса ротора и одностороннего магнитного притяжения. Вал должен быть прочным, чтобы выдерживать все действующие на него силы без появления в нем остаточных деформаций, и обладать достаточной жесткостью, чтобы прогиб вала при работе машины не был бы слишком большим, а критические частоты вращения, при которых частота собственных колебаний совпадает с частотой вынужденных колебаний ротора, достаточно удалены от номинальной.

Расчет вала на прочность. Вал вертикального гидрогенератора имеет цилиндрическую форму с относительно небольшой разницей в диаметрах отдельных его ступеней.

Наибольшие механические силы приложены обычно к части вала, находящейся под втулкой ротора, где кроме напряжений от крутящего момента и растягивающей силы действуют значительные напряжения от радиального давления, вызванного посадкой с определенным натягом втулки ротора на вал. Расчеты этих напряжений представляются сложной задачей из-за трудности учета в них податливостей вала и втулки [15, 18]. При предварительном расчете минимальный диаметр вала ниже втулки ротора в вертикальном гидрогенераторе

$$d = \sqrt[3]{S_n / (0,025 \Omega_n \sigma_t)}, \quad (7.53)$$

где S_n — номинальная мощность, В·А; Ω_n — номинальная угловая скорость, рад/с; σ_t — предел текучести материала вала, Па.

После того как вал примет окончательные размеры и конструктивную форму, производят проверочный расчет на прочность в опасных сечениях от действующих сил.

На рис. 7.12 представлена конструктивная схема вала гидрогенератора подвесного типа, имеющего центральное отверстие. Для этой схемы следует определить напряжения в сечениях $A-A$, $B-B$ и сравнить их с допускаемыми. В сечении $A-A$, ослабленном выточкой для запорного кольца втулки подпятника, возникают наибольшие напряжения от растягивающего усилия N_n , создаваемого весом роторов гидрогенератора, турбины и аксиальной составляющей давления воды на рабочее колесо турбины, (Па)

$$\sigma_p = N_n / S_{A-A}, \quad (7.54)$$

где N_n — по (6.177), Н; $S_{A-A} = (\pi/4)(d_1^2 - d_0^2)$ — площадь вала в сечении $A-A$, м^2 .

В сечениях ниже втулки ротора кроме растягивающих напряжений на наружной поверхности вала появляются касательные напряжения от момента вращения

$$\tau_1 = M_{np} / W, \quad (7.55)$$

где $M_{np} = P_n / \Omega_n$ — момент вращения, Н·м; P_n — номинальная мощность, Вт; W — момент сопротивления сечения вала, м^3 .

Для сечения $B-B$

$$W_{B-B} = (\pi d_6^3 / 16)(1 - d_0^4 / d_6^4) \approx 0,2 d_6^3 (1 - d_0^4 / d_6^4).$$

Приведенные напряжения в сечении вала ниже втулки ротора

$$\sigma_{np} = \sqrt{\sigma_p^2 + 4\tau_1^2} \quad (7.56)$$

не превышают обычно 0,5 от предела текучести материала, из которого изготовлен вал.

В сечениях вала под втулкой ротора кроме напряжений растяжения и касательных действуют напряжения, создаваемые натягом от посадки втулки и напряжения изгиба от силы одностороннего магнитного притяжения. Для снижения приведенных напряжений диаметр вала под втулкой ротора будет несколько больше диаметра вала ниже втулки ротора ($d_5 > d_6$, на рис. 7.12).

В синхронных компенсаторах крутящий момент отсутствует. Вал подвергается на-

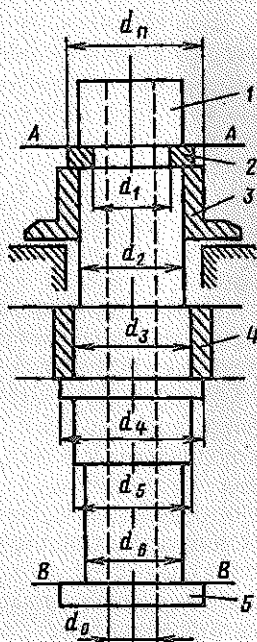


Рис. 7.12. Конструктивная схема вала гидрогенератора подвесного типа:

1 — вал, 2 — запорное кольцо втулки подпятника; 3 — втулка подпятника; 4 — втулка ротора; 5 — фланец вала

пряжениям изгиба от веса ротора и силы одностороннего магнитного притяжения. Наиболее слабое сечение вала, которое требует проверки его на прочность, оказывается в месте, ослабленном радиальными отверстиями, через которые проходит токопровод от контактных колец к ротору [9].

Изгибающий момент в расчетном сечении вала (рис. 7.13) (Н·м)

$$M_n = (G_p g + Q_m) (l_n - b) b / l_n, \quad (7.57)$$

где G_p — масса ротора, кг; Q_m — сила одностороннего магнитного притяжения по (7.60), Н; l_n — расстояние между осями подшипников вала, м; b — расстояние от расчетного сечения до оси ближайшего подшипника, м.

Напряжение изгиба в расчетном сечении (Па)

$$\sigma_n = M_n d / (2J), \quad (7.58)$$

где d — диаметр вала в расчетном сечении, м; J — момент инерции расчетного сечения относительно оси $x-x$ (рис. 7.13), м⁴:

$$J \approx 0,05 (d^4 - d_0^4) - (a_1 H_1^3 + a_2 H_2^3) / 6 - 0,5 \times \\ \times [a_1 H_1 (d - H_1)^2 + a_2 H_2 (d_0 + H_2)^2]. \quad (7.59)$$

Допускаемое напряжение изгиба рассчитывают для данного сечения с учетом выносливости детали, оно составляет 35...40 МПа.

Расчет критической угловой скорости вращения ротора. Под критическими угловыми скоростями вращения ротора понимают такие угловые скорости, при которых частота воздействия на ротор сил от механического небаланса, магнитного притяжения при эксцентриситете совпадает с частотой собственных изгибных колебаний вала.

Наступает резонанс колебаний, при которых сильно возрастают вибрации опорных элементов и других частей машины.

В тихоходных гидрогенераторах критическая угловая скорость находится обычно выше угонной, так как вал по условиям механической прочности бывает достаточно жестким. В быстроходных гидрогенераторах и синхронных компенсаторах критическая скорость может быть ниже угонной, если вал имеет относительно небольшую жесткость, что приводит к его значи-

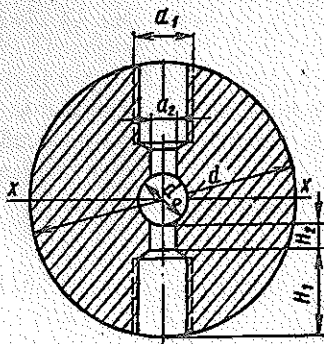


Рис. 7.13. Расчетное сечение вала синхронного компенсатора по отверстиям для токоподвода

тельному прогибу. Чтобы была обеспечена надежная работа машины, критическая скорость должна отличаться от номинальной не меньше чем на 15...20%.

Критическую угловую скорость вертикального гидрогенератора рассчитывают так же, как и для гидрогенераторов или синхронных компенсаторов с горизонтальной осью вала. Для этого определяют прогиб вала под действием сил тяжести ротора и одностороннего магнитного притяжения методом построения упругой линии вала или аналитическим методом, предложенным Н. П. Тутариновым [9, 27].

Ротор электрической машины в условиях эксплуатации всегда имеет некоторый эксцентриситет e , обусловленный неточностью его установки в расточке статора. Допускаемым считается эксцентриситет $e=0,1\delta$, где δ — расчетный зазор между статором и ротором. Наличие эксцентриситета приводит к неравномерности зазора между статором и полюсами ротора. Под теми полюсами, где зазор меньше, магнитная индукция больше, под теми полюсами, где зазор больше, магнитная индукция меньше. Это явление и приводит к возникновению силы одностороннего магнитного притяжения ротора к статору.

При $e=0,1\delta$ и при средних значениях магнитной индукции в воздушном зазоре 0,7...0,8 Т, сила одностороннего магнитного притяжения (Н) с некоторым приближением

$$Q_m \approx 3 \cdot 10^4 D l, \quad (7.60)$$

где D и l — размеры сердечника статора.

Прогиб от силы тяжести ротора (рис. 7.14) (м)

$$f_p = [Q_p / (3EI_a)] (b_2^2 S_1 + b_1^2 S_2), \quad (7.61)$$

где $Q_p = G_p g$ — вес ротора, Н; G_p — масса ротора, кг; E — модуль упругости материала вала, Па; I_a — расстояния между осями подшипников, м; b_1, b_2 — расстояния от центра тяжести ротора до осей подшипников (рис. 7.14), м; S_1 и S_2 — определяют соответственно для левой и правой частей вала (от центра тяжести ротора):

$$S = \sum_{i=1}^{i=k} (x_i^3 - x_{i-1}^3) / J_i, \quad (7.62)$$

где x_i, x_{i-1} — размеры по рис. 7.14, м; J_i — момент инерции i -го участка вала, м⁴; для сплошного сечения

$$J_i = \pi d_i^4 / 64 \approx 0,05 d_i^4,$$

Таблица 2

Расчетная величина	Лесная полосина				Правая половина	
	Номер участка				Номер участка	
	1	2	3		1	2
$d_5, \text{м}$	d_5	d_4	d_3		d_2	d_3
$d_0, \text{м}$	d_0	d_0	d_0		d_0	d_0
$d_1^4, \text{м}^4$	d_5^4	d_4^4	d_3^4		d_2^4	d_3^4
$d_0^4, \text{м}^4$	d_0^4	d_0^4	d_0^4		d_0^4	d_0^4
$J_i = 0,05(d_5^4 - d_0^4), \text{м}^4$	$0,05(d_5^4 - d_0^4)$	$0,05(d_4^4 - d_0^4)$	$0,05(d_3^4 - d_0^4)$		$0,05(d_2^4 - d_0^4)$	$0,05(d_3^4 - d_0^4)$
$x_1, \text{м}$	x_1	x_2	x_3		x_1	x_2
$x_1^3, \text{м}^3$	x_1^3	x_2^3	x_3^3		x_1^3	x_2^3
$x_1^3 - x_{1-1}^3, \text{м}^3$	x_1^3	$x_2^3 - x_1^3$	$x_3^3 - x_2^3$		x_1^3	$x_2^3 - x_1^3$
$\frac{x_1^3 - x_{1-1}^3}{J_i}, 1/\text{м}$	$\frac{x_1^3}{0,05(d_5^4 - d_0^4)}$	$\frac{x_2^3 - x_1^3}{0,05(d_4^4 - d_0^4)}$	$\frac{x_3^3 - x_2^3}{0,05(d_3^4 - d_0^4)}$		$\frac{x_1^3}{0,05(d_2^4 - d_0^4)}$	$\frac{x_2^3 - x_1^3}{0,05(d_3^4 - d_0^4)}$

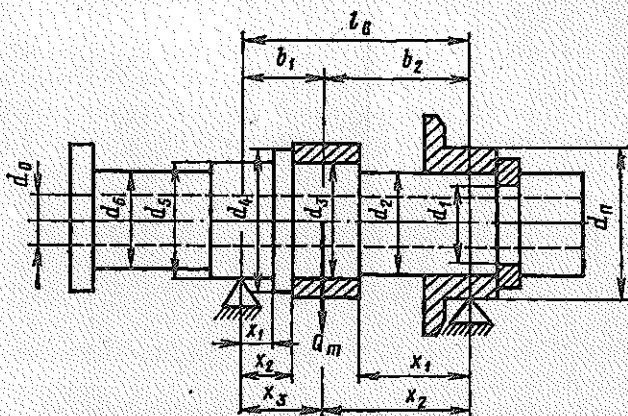


Рис. 7.14. Конструктивная схема вала для расчета критической частоты вращения

для полого вала

$$J_i \approx 0,05 (d_i^4 - d_0^4);$$

d_i — диаметр i -го участка вала; d_0 — диаметр внутреннего отверстия вала.

Расчеты удобнее вести, составив табл. 7.2 в соответствии с рис. 7.14. Номера участков принимают от опор к центру тяжести ротора.

Критическая частота вращения ротора без учета магнитного притяжения (1/с)

$$n'_x = 0,5 \sqrt{1/f_p}. \quad (7.63)$$

Прогиб, пропорциональный силе одностороннего магнитного притяжения, (м)

$$f_m = f_p Q_m / Q_p. \quad (7.64)$$

Критическая частота вращения с учетом магнитного притяжения (1/с)

$$n_x \approx 0,5 \sqrt{(1/f_p)(1 - f_m/e)}, \quad (7.65)$$

где $e = 0,1\delta$ — начальный эксцентриситет, м.

§ 7.7. РАСЧЕТ ПОДПЯТНИКА И ПОДШИПНИКОВ

Расчет подпятника. Современные подпятники выполняют сегментными (см. гл. 1). Размеры подпятников определяются конструктивными соображениями, нагрузкой на подпятник и принятому среднему давлению на единицу площади сегмента.

Рабочая (опорная) поверхность подпятника представляет собой кольцо, разделенное на отдельные сегменты.

Площадь рабочей поверхности всех сегментов подпятника (м^2)

$$\Sigma S_c = N_n / p_c, \quad (7.66)$$

где N_n — по (6.177), Н; $p_c = (3 \dots 6) \cdot 10^6$ — среднее давление на единицу площади сегмента, Па.

Внутренний диаметр подпятника для подвесных гидрогенераторов определяется диаметром вала в зоне подпятника; внутренний диаметр для зонтичных гидрогенераторов — диаметром фланца вала.

Наружный диаметр подпятника определяется площадью сегментов, рассчитанной по (7.66), а также соотношением взаимно перпендикулярных размеров сегмента. По условиям создания масляного клина оптимальным является отношение радиальной длины сегмента к длине его дуги на среднем диаметре кольца, равное 0,65...0,8.

При выбранных основных размерах сегмента определяется их число. Между сегментами необходимо оставлять промежутки не менее 60 мм по среднему диаметру, чтобы нагретое масло, которое вышло из-под одного сегмента, не попадало под следующий сегмент.

Для обеспечения наклона сегмента к плоскости вращения диска подпятника и образования масляного клина точка опоры сегмента сдвинута от его оси по направлению вращения на величину, называемую эксцентриситетом и равную 5...8% от длины средней дуги сегмента.

Потери на трение в масляной пленке подпятника (Вт)

$$P_n = z \Sigma S_c v_{cp}^2 / (1,02 h_{cp}), \quad (7.67)$$

где $z = 25 \cdot 10^{-3}$ — средняя вязкость масла, Па·с; ΣS_c — по (7.66), м^2 ; $v_{cp} = \pi d_{cp} n$ — окружная скорость диска подпятника по среднему диаметру, м/с; d_{cp} — средний диаметр кольца рабочей поверхности подпятника, м; n — частота вращения ротора, 1/с;

$$h_{cp} = \sqrt{2 v_{pac} z l_c / (p_c k_n)} \quad (7.68)$$

— средняя толщина масляной пленки, м; l_c — длина средней дуги сегмента, м; p_c — среднее давление на единицу площади сегмента, Па; k_n — коэффициент искажения распределения давления ($k_n=1,8$ для эксцентриситета 5%);

$$v_{pcc} = v_{cp} b_c (\beta - 1) / [L_c (\beta + 1)] \quad (7.69)$$

— средняя скорость растекания масла из-под сегмента, м/с; b_c — радиальный размер сегмента, м; L_c — периметр сегмента, м; β — отношение максимальной толщины масляной пленки к минимальной ($\beta=2,75$ для эксцентриситета 5%).

Расчет направляющих подшипников. Направляющие подшипники в вертикальных гидрогенераторах выполняют, как правило, сегментными. Для определения размеров направляющих подшипников можно исходить из условия длительной работы машины при эксцентриситете ротора, равном одностороннему зазору между статором и ротором. При этом сила (Н) одностороннего магнитного притяжения с учетом насыщения магнитной цепи и наличия уравнительных токов в параллельных ветвях обмотки статора не будет превосходить

$$Q'_m = 2 \cdot 10^5 D l, \quad (7.70)$$

где D и l — внутренний диаметр и длина сердечника статора, м.

Эта сила распределяется между двумя направляющими подшипниками обратно пропорционально их расстояниям от середины втулки ротора.

За допустимую среднюю нагрузку для направляющего подшипника в расчетном режиме можно принять $p_n = 2,5$ МПа.

Диаметр d_n шейки вала (цапфы) в месте установки направляющего подшипника определяется из расчета вала и выбора его конструктивных форм. При совмещении направляющего подшипника с подпятником d_n определяется диаметром втулки подпятника в месте установки направляющего подшипника.

Размеры направляющих подшипников (шейки вала) можно определить из условия (м²)

$$s_{n\sum} \geq Q'_m / p_n = 2 \cdot 10^5 D l / p_n, \quad (7.71)$$

где $s_{n\sum} = l_{n1} d_{n1} + l_{n2} d_{n2}$, м²; l_{n1} , d_{n1} , l_{n2} , d_{n2} — аксиальная длина и диаметр поверхности трения соответственно первого и второго направляющих подшипников.

Число сегментов выбирают таким, чтобы форма поверхности трения сегмента была близка к квадрату, а расстояние между двумя смежными сегментами составляло 20...25% от длины дуги сегмента.

Потери в одном направляющем подшипнике (Вт)

$$P_{\text{пл}} = 45zd^3l_{\text{п}}n^2/h, \quad (7.72)$$

где $z = 25 \cdot 10^{-3}$ — вязкость масла при рабочей температуре, Па·с;
 $h = 3 \cdot 10^{-4}$ — обычно принимаемый радиальный зазор между шейкой вала и сегментом подшипника, м; n — частота вращения ротора, 1/с.

ВЕНТИЛЯЦИОННЫЙ И ТЕПЛОВОЙ РАСЧЕТЫ

§ 8.1. ВЕНТИЛЯЦИОННЫЙ РАСЧЕТ

При вентиляционном расчете определяют общий расход газа через машину, напор, обеспечивающий этот расход, а также скорости омывания газом тех частей машины, в которых образуются потери. Знание этих величин необходимо для определения температур активных частей машины и вычисления расхода мощности на вентиляцию машины.

Необходимый статический напор H вентилятора зависит от расхода газа через машину Q , плотности газа и размеров газопровода:

$$H = zQ^2, \quad (8.1)$$

где z — гидравлическое сопротивление газопровода, величина которого зависит от геометрических размеров газопровода и от плотности газа, циркулирующего в системе [4].

В образовании напора ротора H , обеспечивающего циркуляцию газа, главную роль играют полюсы и обод ротора, представляющие собой естественный центробежный вентилятор с радиальными лопатками. Торцевые центробежные или осевые вентиляторы, пристроенные с обеих сторон ротора (см. § 2.2), служат для того, чтобы придать вращательное движение газу, направляющемуся к полюсам, увеличить его поступление в межполюсное пространство и интенсифицировать охлаждение лобовых частей обмотки и крайних пакетов сердечника статора.

Статический напор ротора складывается из напоров, образуемых при движении газа по радиальным каналам в ободе ротора и в пространстве между полюсами (Па):

$$H = 0,5g_0(v_2^2 - v_1^2), \quad (8.2)$$

где $v_2 = \Omega R_2 = \Omega(R - \delta)$ — окружная скорость на наружном диаметре ротора, м/с; $v_1 = \Omega R_1 = \Omega(R - \delta - h_{pa})$ — окружная скорость на внутреннем диаметре обода или на оси аксиальных отверстий в ободе, через которые газ поступает к радиальным каналам, м/с; $h_{pa} = h_p + h_m + h_{a2}$ — радиальный размер обода и полюсов; Ω — угловая скорость вращения ротора, рад/с; g_0 — плотность газа (для воздуха

$g_0 = 1,22 \text{ кг/м}^3$, для водорода при избыточном давлении H_n плотность $g_0 = 0,152 (H_n + H_a)/H_a$, где H_a — атмосферное давление; 0,5 — гидравлический КПД ротора, назначенный с учетом несовершенства его гидравлических форм.

Выразив радиусы R_2 и R_1 через средний радиус зоны полюсов и обода $R_{pa} = (R_1 + R_2)/2 = R_2 - h_{pa}/2 = R_1 + h_{pa}/2$, представим уравнение для напора ротора в более удобной форме (Па):

$$H = \frac{k_{pa}}{\pi} p g_0 h_{pa} \tau \Omega^2, \quad (8.3)$$

где $k_{pa} = R_{pa}/R = \pi R_{pa}/(p\tau)$ — коэффициент, рассчитываемый по известным размерам ротора.

Гидравлическое сопротивление вентиляционной цепи z зависит от геометрических размеров газопровода и параметров газа:

$$z = 0,5 g_0 \sum_{i=1}^n (\xi_i / s_i^2), \quad (8.4)$$

где ξ_i — коэффициент сопротивления участка сечением s_i ; s_i — площадь сечения i -го последовательно включенного участка газопровода, м^2 .

Коэффициент

$$\xi_i = \xi_{n1} + \xi_{n2} + \xi_{n3}, \quad (8.5)$$

где $\xi_{n1} = f(s_i/s_{i-1})$ — коэффициент сопротивления от изменения площади сечения при переходе от сечения s_{i-1} к сечению s_i ; $\xi_{n2} = f(\alpha)$ — коэффициент сопротивления от поворота струи без изменения сечения; ξ_{n3} — коэффициент сопротивления от трения о стенки канала; n — число последовательно включенных участков газопровода.

При найденном по (8.3) статическом напоре ротора H требуемый расход газа Q получится при вполне определенном гидравлическом сопротивлении газопровода

$$z = H/Q^2, \quad (8.6)$$

где Q по (6.192).

Задачей вентиляционного расчета является подбор [с помощью (8.4)] таких размеров газопровода (площади сечений s_i и коэффициентов ξ_i), при которых обеспечивается необходимое гидравлическое сопротивление по (8.6). При подборе необходимого гидравлического сопротивления нужно рассчитать коэффициенты сопротивления и сечения для всех участков сложной разветвленной вен-

тиляционной цепи гидрогенератора, размеры которой не всегда известны.

С целью упрощения задачи можно разбить газопровод на четыре основных последовательно включенных части, коэффициенты сопротивления которых имеют определенные значения, не зависящие от типа и мощности машины. Эти части наиболее удобно выбрать следующим образом: с — радиальные каналы в сердечнике статора, включающие n_c участков с падением напора H_c ; п — радиальные каналы в ободу ротора и каналы между полюсами, включающие n_p участков с падением напора H_p ; к — каналы в конструктивных частях машины (а также в фундаменте), по которым газ перемещается от активных частей к газоохладителям и обратно, включающие n_k участков с падением напора H_k ; о — каналы в газоохладителях, в которых происходит падение напора H_o .

Представляя полное падение напора в газопроводе как сумму падений напоров на его основных частях: $H = H_c + H_p + H_k + H_o$, найдем

$$H = (z_n + z_c + z_k + z_o)Q^2 = zQ^2, \quad (8.7)$$

где

$$z_n = 0,5g_0 \sum_{i_n=1}^{n_n} (\xi_{ni}/s_{ni}^2) = 0,5g_0 \xi_n/s_n^2,$$

$$z_c = 0,5g_0 \sum_{i_c=1}^{n_c} (\xi_{ci}/s_{ci}^2) = 0,5g_0 \xi_c/s_c^2;$$

$$z_k = 0,5g_0 \sum_{i_k=1}^{n_k} (\xi_{ki}/s_{ki}^2) = 0,5g_0 \xi_k/s_k^2; \quad z_o = 0,5g_0 \xi_o/s_o^2$$

— гидравлические сопротивления частей газопровода п, с, к, о.

Сопротивления z_n , z_c , z_k удобно выразить через площади сечений наиболее узких участков на каждой из этих частей газопровода [соответственно s_n , s_c и s_k (m^2)] и эквивалентные коэффициенты сопротивления частей газопровода (ξ_n , ξ_c и ξ_k).

Гидравлическое сопротивление газоохладителей выражается через суммарную площадь сечения на входе в охладители

$$s_o = 0,8N_o a_o b_o, \quad (8.8)$$

где N_o — количество газоохладителей; a_o — их высота, м; b_o — их ширина, м, и эквивалентный коэффициент сопротивления ξ_o , величина которого зависит от конструктивного исполнения охладителя (см. § 2.2).

В гидрогенераторах и в синхронных компенсаторах с двусторонним подводом охлаждающего газа к активным частям, к ротору которых с обеих сторон пристроены торцевые вентиляторы, и при обычном конструктивном исполнении каналов могут быть приняты следующие значения коэффициентов сопротивления: $\xi_n = \xi_c = 1,0$; $\xi_r = 3,0$. Для газоохладителей с шестью рядами трубок по толщине охладителя коэффициент сопротивления: $\xi_o = 37$ — при проволочном оребрении; $\xi_o = 18,5$ — при шайбовом оребрении.

Площади s_c , s_n наиболее узких сечений частей газопровода в активной зоне определяют по известным из электромагнитного расчета размерам каналов.

Сечение входа в вентиляционные каналы статора s_c должно составлять около 10% от площади зазора (m^2)

$$s_c = 2pl_1\tau. \quad (8.9)$$

При длине пакета $l' = 0,04 \div 0,045$ м, ширине канала $b_n = 0,01$ м и толщине вентиляционной распорки в радиальном канале статора $b_r = 0,0035$ м это условие обычно удовлетворяется:

$$s_c = [\pi D - Z(b_n + b_r)]n_n b_n, \quad (8.10)$$

где n_n , b_n — число и ширина радиальных вентиляционных каналов.

Суммарное сечение входа в межполюсное пространство должно составлять не менее 10...15% от площади зазора. Это сечение для роторов с шихтованным из сегментов ободом определяют как сумму четырех сечений

$$s_n = s_{n1} + s_{n2} + s_{n3} + s_{n4}. \quad (8.11)$$

Сечение входа в межполюсное пространство с торцевых сторон (рис. 8.1)

$$s_{n1} = 4pa_{cн}h_{mp}k_{rп}, \quad (8.12)$$

где $a_{cн}$ — среднее расстояние между катушками и полюсными наконечниками соседних полюсов, см:

$$a_{cн} = (\tau - b_{cн})/2 + x/2; \quad h_{mp} = h_m + h_p;$$

x — расстояние между основаниями соседних катушек:

$$x = \pi D_{a2}/(2p) - b_{cн}; \quad b_{cн} = b'_m + 2b_f$$

— ширина катушки возбуждения; $k_{rп}$ — коэффициент, учитывающий сужение сечения в зоне расположения распорок между полю-

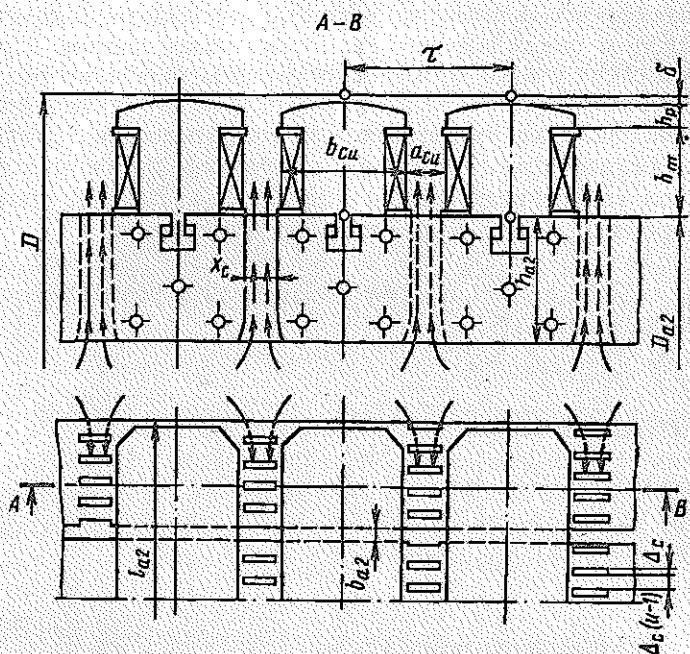


Рис. 8.1. Расчет сечений входа воздуха в межполюсное пространство

сами (при отсутствии распорок или при одной распорке между полюсами $k_{pu}=1,0$; при двух и более распорках $k_{pu}=0,6$).

Сечение входа в зазор с торцевых сторон

$$s_{n2}=4\pi r\delta. \quad (8.13)$$

Сечение входа в межполюсное пространство через кольцевые каналы в ободе ротора шириной $b_{a2}=0,03...0,05$ м (рис. 8.1, 5.1):

$$s_{n3}=2\pi x n_{a2} b_{a2}, \quad (8.14)$$

где n_{a2} — число радиальных каналов в ободе.

Число радиальных каналов выбирают возможно большим, но таким, чтобы механические напряжения в ободе при угонной частоте вращения находились в допустимых пределах и чтобы суммарная ширина каналов не превышала 15% от длины обода:

$$b_{a2} n_{a2} \leq (0,15 l_{a2}).$$

Сечение входа в межполюсное пространство через прямоугольные каналы между соседними сегментами обода ротора

$$s_{\text{в4}} = 2px_c \Delta_c n_{\Delta}, \quad (8.15)$$

где x_c — ширина канала между соседними сегментами ($x_c \approx 0,7x$); $\Delta_c \approx 0,004 \dots 0,006$ — толщина сегмента, м; n_{Δ} — число каналов между сегментами, приходящихся на один полюс (см. рис. 8.1):

$$n_{\Delta} = (l_{a2} - n_{a2}b_{a2}) / (u\Delta_c).$$

Толщину сегмента Δ_c и u — число слоев в элементарном ободе — выбирают при механическом расчете обода. Если механический расчет шихтованного обода не производился, то приближенно $\Delta_c n_{\Delta} = 0,15 (l_{a2} - n_{a2}b_{a2})$.

Для роторов, обод которых набран из целых дисков, сечение $s_{\text{в4}} = 0$.

В роторах с кованным массивным ободом радиальные каналы выполняют в виде ряда отверстий, сообщающих внутреннюю полость обода с межполюсными пространствами. Общая площадь сечений этих отверстий $s_{\text{в3}}$ должна составлять примерно 2% от сечения зазора

$$s_{\text{в3}} = 0,02s_z;$$

в этом случае сечение $s_{\text{в4}} = 0$.

Сечение входа в газоохладители s_0 составляет не менее 30...40% от площади зазора s_z . Скорость газа на входе в газоохладители v_0 должна быть тем меньше, чем меньший напор развивает ротор гидрогенератора.

Поскольку напор уменьшается с уменьшением окружной скорости ротора или полюсного деления, для определения допустимой скорости можно рекомендовать формулу (м/с)

$$v_0 = 0,1 + 5\tau, \quad (8.16)$$

где τ — полюсное деление, м.

Зная v_0 и расход газа через охладители Q , можно найти суммарную площадь сечения на входе в охладители

$$s_0 = Q/v_0$$

и по (8.8) выбрать количество и размеры охладителей.

Далее можно найти по (8.7) гидравлические сопротивления $z_{\text{в3}}$, $z_{\text{с2}}$, z_0 всех частей газопровода кроме сопротивления каналов в конструктивных частях и, вычитая эти сопротивления из полного сопротивления газопровода, рассчитанного по (8.6), определить допустимое сопротивление каналов в конструктивных частях

$$z_x = z - z_{\text{II}} - z_0 - z_0 \quad (8.17)$$

и площадь сечения этих каналов в наиболее узком месте (на две стороны) (м^2)

$$s_x = \sqrt{g_0 \xi_x / (2z_x)} \quad (8.18)$$

Скорость газа в сечении s_x (м/с)

$$v_x = Q / s_x \quad (8.19)$$

§ 8.2. ТЕПЛОВОЙ РАСЧЕТ МАШИНЫ С КОСВЕННЫМ ОХЛАЖДЕНИЕМ

Тепловой расчет машины производят для определения превышения температуры отдельных частей машины над температурой поступающего к активным частям охлажденного газа.

Для гидрогенераторов с разомкнутой системой вентиляции температура входящего в машину воздуха равна температуре воздуха в машинном зале или температуре наружного воздуха, если воздух подводится к генератору снаружи. Для гидрогенераторов или компенсаторов с замкнутой системой вентиляции, в которых циркулирует постоянный объем газа, охлаждаемый водой в газоохладителях, температура охлажденного газа зависит от температуры воды, поступающей в газоохладитель.

Согласно ГОСТ 5616 — 81 и 609 — 75, соответственно на гидрогенераторы и синхронные компенсаторы температура $t_{\text{х}}$ холодного газа, поступающего к активным частям, не должна превышать 35°C в гидрогенераторах с замкнутой системой вентиляции и 40°C в синхронных компенсаторах и в гидрогенераторах с разомкнутой системой вентиляции.

Чем больше нагрузка машины, тем больше в ней потери и тем выше при прочих равных условиях превышения температуры θ . Температура активной части складывается из температуры $t_{\text{х}}$ холодного газа, поступающего в машину, и из превышения температуры этой части θ : $t_{\text{ак}} = t_{\text{х}} + \theta$.

Допуская большие температуры активных частей, можно увеличить мощность машины, сохранив ее размеры.

Для изоляции обмоток статоров и роторов гидрогенераторов и синхронных компенсаторов применяют изоляционные материалы не ниже класса В.

Температура $t_{\text{об}}$ обмотки статора, изоляция которой пропитана термореактивным эпоксидным компаундом, не должна превосходить 130°C (допустимого значения для класса F).

Допустимую температуру $t_{\text{об}}$ обмотки ротора с изоляцией класса В принимают равной 130°C , с изоляцией класса F — 140°C .

Нагревание активных частей машины происходит вследствие потерь энергии в этих частях. Движение тепла (или тепловой энергии) направлено от более нагретого тела, имеющего температуру θ_1 , к менее нагретому, имеющему температуру θ_2 . Если принять, что тепло движется через однородное вещество от стенки с температурой θ_1 к стенке с температурой θ_2 при расстоянии между стенками d (м), то удельный тепловой поток (Вт/м²)

$$p = (\theta_1 - \theta_2)(\lambda/d), \quad (8.20)$$

где λ — удельная теплопроводность, Вт/(м·°C).

По (8.20) можно определить температурный перепад, например, в пазовой изоляции (°C)

$$\theta_a = (\theta_1 - \theta_2) = p(d/\lambda). \quad (8.21)$$

Пазовая изоляция состоит из нескольких слоев, поэтому здесь под λ понимают эквивалентную удельную теплопроводность этой изоляции.

Если в (8.21) вместо удельного теплового потока p подставить полный тепловой поток $P = ps$ (Вт), то (°C)

$$\theta_a = (\theta_1 - \theta_2) = Pd/(\lambda s) = PR_T, \quad (8.22)$$

где s — поверхность охлаждения.

Величину $R_T = d/(\lambda s)$ °C/Вт называют *тепловым сопротивлением*.

Для случая перехода тепла с нагретой поверхности к охлаждающему газу превышение температуры нагретой поверхности над газом (°C)

$$\theta_a = P/(\alpha s) = PR_\alpha,$$

где α — коэффициент теплоотдачи, Вт/(м²·°C); $R_\alpha = 1/(\alpha s)$ — тепловое сопротивление при переходе тепла с нагретой поверхности к охлаждающему газу, °C/Вт.

Используя приведенные соотношения, можно составить схемы замещения для тепловых потоков в машине, которые облегчают нахождение аналитических выражений для превышений температуры активных частей машины.

Определение превышения температуры обмотки и сердечника статора. Установившиеся превышения температуры обмотки $\theta_{\text{об}}$ и сердечника $\theta_{\text{ср}}$ статора рассчитывают для среднего (наиболее нагретого) пакета статора.

Потери (Вт) в обмотке статора на протяжении пакетного деления ($l' + b_s$)

$$P'_{Cu} = (P_s + P_{sd})(l'_1 + b_s)/l_{cp} \quad (8.23)$$

где l_{cp} — длина полувитка обмотки статора (6.144); P_s и P_{sd} — основные и добавочные потери в обмотке статора (6.181; 6.182).

Потери в сердечнике статора (на пакетном делении) (B_T)

$$P'_{Fe} = (P_m + P_{xz})/(n_s + 1), \quad (8.24)$$

где $n_s + 1$ — число пакетов сердечника статора; P_m и P_{xz} — основные и добавочные потери в сердечнике статора.

Ввиду высокой теплопроводности медной обмотки и стального сердечника можно считать, что на протяжении одного пакетного деления ($l'_1 + b_s$) превышения температуры обмотки и сердечника над температурой входящего газа постоянны и равны соответственно θ_{Cu} и θ_{Fe} .

Кроме того, полагая, что соседние пакеты находятся в аналогичных условиях, можно пренебречь перемещением тепла к соседним пакетным делениям. Тогда вся теплота, выделившаяся в обмотке P'_{Cu} и сердечнике P'_{Fe} пакетного деления, будет передана через поверхность пакетного деления охлаждающему газу, нагретому при перемещении относительно активных частей в среднем на θ_{r1} , °C (рис. 8.2).

Теплота, выделившаяся в обмотке (P'_{Cu}), передается через изоляцию обмотки двумя путями:

а) через последовательно включенные тепловые сопротивления корпусной изоляции в пределах вентиляционного канала R_I и тепловое

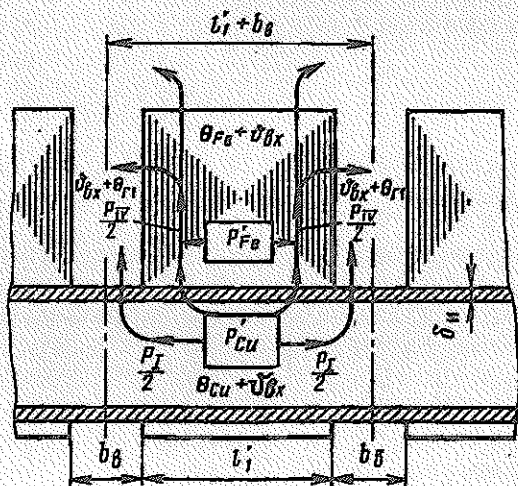


Рис. 8.2. Пакет статора с обмоткой

сопротивление при переходе теплоты с поверхности изоляции обмотки в вентиляционном канале к охлаждающему газу R_{II} (потери P_I);

б) через тепловое сопротивление корпусной изоляции в пределах пакета стали сердечника R_{III} (часть потерь $P_{III} = P'_{Cu} - P_I$).

Теплота P'_{Fe} , выделившаяся в сердечнике, и теплота P_{III} , перешедшая в сердечник от обмотки, передается охлаждающему газу через тепловые сопротивления R_{II1} , R_{II2} и R_{II3} , соответствующие наружной поверхности яра сердечника, торцевой поверхности сердечника, обращенной к вентиляционным каналам, и поверхности зубцов сердечника, обращенной к зазору.

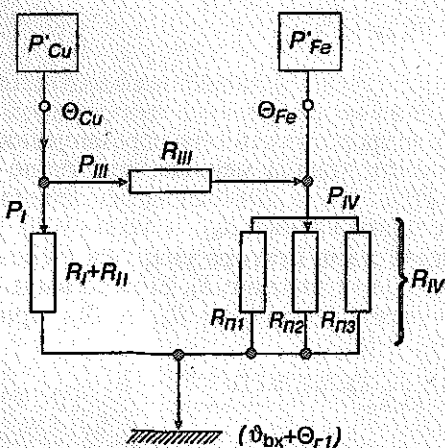
Тепловая схема замещения пакетного деления, соответствующая принятому перемещению теплоты, показана на рис. 8.3, на котором даны те же обозначения, что и на рис. 8.2. Сопротивления схемы замещения выражаются через размеры пакетного деления, теплопроводность изоляции и коэффициенты теплопередачи.

Тепловое сопротивление изоляции в вентиляционном канале (при переходе теплоты от проводов обмотки к наружной поверхности изоляции) ($^{\circ}\text{C}/\text{Вт}$)

$$R_I = \delta_n / (\lambda b_n \Pi_n), \quad (8.25)$$

где δ_n — односторонняя толщина изоляции (§ 6.9), м; Π_n — периметр для определения поверхности охлаждения обмотки в вентиляционном канале, м;

$$\Pi_n = 2Z(h_n - h_{n1});$$



λ — теплопроводность изоляции (при воздушном охлаждении берется по табл. 6.4), $\text{Вт}/(\text{м} \cdot ^{\circ}\text{C})$.

Тепловое сопротивление при переходе теплоты с поверхности изоляции обмотки к охлаждающему газу в канале ($^{\circ}\text{C}/\text{Вт}$)

$$R_{II} = (\alpha_n b_n \Pi_n)^{-1}. \quad (8.26)$$

Коэффициент теплоотдачи в зубцовой зоне вентиляционного канала при воздушном охлаждении [$\text{Вт}/(\text{м}^2 \times ^{\circ}\text{C})$]

Рис. 8.3. Тепловая схема замещения пакетного деления

$$\alpha_{a1} = 13,3(1 + \sqrt{v_{a1}})k_r,$$

где k_r — коэффициент, зависящий от физических свойств и избыточного давления охлаждающего газа; для воздуха при атмосферном давлении $k_r = 1$; для водорода с избыточным давлением H_n коэффициент

$$k_r = 1,3[(H_n + H_a)/H_a]^{0,8};$$

H_a — атмосферное давление; v_{a1} — скорость газа в зубцовой зоне вентиляционных каналов статора, м/с:

$$v_{a1} = Q/s'_{cp}, \quad (8.27)$$

s'_{cp} — среднее сечение вентиляционных каналов в зубцовой зоне, м²:

$$s'_{cp} = [\pi(D + h_n) - Z(b_n + b_r)]n_a b_n.$$

Расход газа Q (м³/с) и толщина вентиляционной расборки b_r (м) должны быть взяты из вентиляционного расчета (§ 8.1).

Тепловое сопротивление пазовой изоляции в пределах пакета (°C/Вт)

$$R_{III} = \delta_n / (\lambda_I' \Pi_n). \quad (8.28)$$

Тепловые сопротивления при переходе теплоты с охлаждаемых поверхностей пакета к омывающему их газу R_{n1} , R_{n2} и R_{n3} соединены параллельно. Их можно заменить эквивалентным сопротивлением R_{IV}

$$R_{IV} = (1/R_{n1} + 1/R_{n2} + 1/R_{n3})^{-1}. \quad (8.29)$$

Как показывают расчеты и экспериментальные исследования действующих машин [29], несмотря на неодинаковую теплопроводность вдоль и поперек пакета (теплопроводность при перемещении теплоты поперек пакета к поверхности канала меньше, чем теплопроводность вдоль пакета), 75...80% тепла переходит из пакета в вентиляционный канал (через сопротивление R_{n2}) и только 20...25% — в зазор и газ, омывающий сталь статора снаружи (через сопротивления R_{n1} и R_{n3}). Поэтому сопротивление R_{IV} можно выразить через сопротивление R_{n2} , учитывая влияние R_{n1} и R_{n3} при помощи коэффициента $0,78 = (0,75 + 0,80)/2$:

$$R_{IV} = 0,78 R_{n2}, \quad (8.30)$$

где $R_{n2} = (\alpha'_{n1} s_2)^{-1}$; s_2 — торцевая поверхность охлаждения пакета в вентиляционных каналах, м²;

$$s_2 = 2(\pi(D_a^2 - D^2)/4 - b_n h_n Z);$$

α'_{a1} — средний коэффициент теплоотдачи торцевой поверхности охлаждения пакета:

$$\alpha'_{a1} = 16,7(1 + \sqrt{v_{a1}})k_T,$$

где k_T — см. ранее.

Теперь, в соответствии с тепловой схемой замещения (рис. 8.3), рассматривая превышения температуры как напряжения и тепловые потоки (потери) как токи, можно составить уравнения для определения максимальных превышений температуры обмотки и сердечника статора (без учета аксиального течения тепла по обмотке за пределы пакетного деления).

Если выразить тепловые потоки P_{III} и P_{IV} через тепловые потоки P'_{Cu} , P'_{Fe} и P_I

$$P_{III} = P'_{Cu} - P_I, \quad P_{IV} = P'_{Fe} + P'_{Cu} - P_I,$$

то тепловой поток P_I можно найти из уравнения температур для контура R_I , R_{II} , R_{III} , R_{IV}

$$P_I = [P'_{Cu} R_{III} + (P'_{Cu} + P'_{Fe}) R_{IV}] / (R_I + R_{II} + R_{III} + R_{IV}).$$

После этого из уравнений температур можно определить превышения температуры θ_{Cu} и θ_{Fe} (°C):

$$\theta_{Cu} = \frac{(R_I + R_{II})[P'_{Cu}(R_{III} + R_{IV}) + P'_{Fe} R_{IV}]}{R_I + R_{II} + R_{III} + R_{IV}} + \theta_{a1}; \quad (8.31)$$

$$\theta_{Fe} = \frac{R_{IV}[(R_I + R_{II})(P'_{Fe} + P'_{Cu}) + P'_{Fe} R_{III}]}{R_I + R_{II} + R_{III} + R_{IV}} + \theta_{a1}. \quad (8.32)$$

Охлаждающий газ попадает в вентиляционные каналы статора после того, как пройдет мимо обмотки возбуждения, полюсных башмаков и подогреется, охлаждая эти части ротора.

Температура охлаждающего газа по высоте вентиляционных каналов также повышается с удалением от зазора. Поэтому при определении превышений температуры обмотки и сердечника статора над температурой входящего газа в расчетные формулы вводят среднее превышение температуры газа в вентиляционном канале статора (°C)

$$\theta_{a1} = (P_{f1} + P_s + P_p) / (c_v Q) + 0,5 (P_{Cu} + P_{Fe}) / (c_v Q). \quad (8.33)$$

В (8.33) использованы те же обозначения, что и в (6.192).

Определение превышения температуры обмотки возбуждения. Для упрощения расчета можно пренебречь незначительным изменением температуры обмотки по длине, высоте и ширине катушки. Примем, что температура меди катушки одинакова для всех ее частей. Тогда переток тепла от одного элемента витка к другому отсутствует и все потери, выделяющиеся в элементе витка катушки, уносятся охлаждающим газом с его поверхности.

Рассмотрим элемент витка, имеющий длину вдоль обмотки $l=1$ м. В этом элементе выделяются потери

$$P_f' = I_f^2 \rho_l l / s_f = \Delta_f^2 s_f \rho_l, \quad (8.34)$$

где $\Delta_f = I_f / s_f$ — плотность тока в обмотке возбуждения, А/м²; $s_f = a_f b_f$ — площадь сечения витка, м²; $\rho_l = 0,0242 \cdot 10^{-6}$ — удельное сопротивление меди при температуре 115 °С, Ом·м.

В наиболее общем случае тепло из рассматриваемого элемента витка удаляется охлаждающим газом как в межполюсное пространство, так и в канал между полюсом и обмоткой (такой канал предусматривается, в частности, в крупных синхронных компенсаторах с водородным охлаждением).

Тепловое сопротивление при переходе теплоты от неизолированной поверхности элемента витка к охлаждающему газу R_f определяется как общее сопротивление двух параллельно включенных тепловых сопротивлений: теплового сопротивления при переходе теплоты в межполюсное пространство (°С/Вт)

$$R_f = (\alpha_f a_f)^{-1}$$

и теплового сопротивления при переходе теплоты в канал между полюсом и обмоткой (°С/Вт)

$$R_f' = (\alpha_f' a_f)^{-1}$$

(если канал между полюсом и обмоткой отсутствует, то $\alpha_f' = 0$ и $R_f' = \infty$).

В этих формулах a_f — высота витка обмотки возбуждения, м; α_f и α_f' — коэффициенты теплоотдачи, зависящие от свойств охлаждающего газа и формы поверхности охлаждения витка.

Коэффициент теплоотдачи в межполюсное пространство [Вт/(м² × °С)]

$$\alpha_f = 16,7 (1 + \sqrt{v_f}) k_f$$

при прямоугольном сечении проводов (см. рис. 6.26, а);

$$\alpha_R = 22 (1 + \sqrt{v_R}) k_r$$

при проводах со специальным профилем (см. рис. 6.26, б).

Коэффициент теплоотдачи в сторону канала

$$\alpha'_R = 16,7 (1 + \sqrt{v'_R}) k_r$$

Коэффициент k_r определяют так же, как при тепловом расчете статора.

Скорости перемещения газа оценивают приближенно

$$v_R = v'_R \approx 0,3v,$$

где $v = 2\pi r$ — окружная скорость ротора, м/с.

Рассчитав общее тепловое сопротивление

$$R_f = R_R R'_R / (R_R + R'_R), \quad (8.35)$$

определяют превышение температуры обмотки возбуждения над температурой омывающего ее газа

$$\theta'_f = R_f P'_f. \quad (8.36)$$

Омывающий обмотку возбуждения газ подогревается потерями в обмотке и вентиляционными потерями. Поэтому среднее превышение температуры газа в межполюсном пространстве ($^{\circ}\text{C}$)

$$\theta_{r2} = 0,5 (P_s + P_{f2}) / (c_v Q). \quad (8.37)$$

Превышение температуры обмотки ротора θ_f над температурой входящего газа складывается из превышения температуры газа θ_{r2} и превышения температуры обмотки ротора над охлаждающим газом θ'_f :

$$\theta_f = \theta'_f + \theta_{r2}. \quad (8.38)$$

Рассчитанные с помощью (8.31) — (8.33) температуры обмотки статора ($\theta_{Cu} = \theta_{sk} + \theta_{Cu}$), обмотки ротора ($\theta_f = \theta_{sk} + \theta_f$) и сердечника статора ($\theta_{Fe} = \theta_{sk} + \theta_{Fe}$) не должны превосходить допустимых значений (см. начало § 8.2).

§ 8.3. ТЕПЛОВОЙ РАСЧЕТ МАШИНЫ СО СМЕШАННЫМ НЕПОСРЕДСТВЕННЫМ ОХЛАЖДЕНИЕМ

Рассмотрим тепловой расчет наиболее разработанного варианта машины с непосредственным охлаждением, в котором для охлаждения обмотки статора используют дистиллированную воду.

Сердечник статора и обмотка ротора охлаждаются газом. Для обмотки ротора применена поперечная схема охлаждения (см. рис. 2.3).

Тепловой и гидравлический расчеты системы охлаждения обмотки статора. При выборе схемы соединения стержней обмотки для воды необходимо стремиться к максимальному ее упрощению. Для этого по воде нужно последовательно включить наибольшее число стержней, уменьшив тем самым число вводов воды в обмотку. Скорость движения воды в каналах обмотки для получения устойчивого турбулентного движения должна быть больше 1 м/с. При этом условии коэффициент теплопередачи от проводника к воде получается настолько высоким, что температура провода отличается от температуры воды менее чем на 1 °С. Увеличивать скорость движения воды сверх 1,5 м/с и длину последовательно включенных проводов свыше 25...30 м нецелесообразно из-за чрезмерного увеличения необходимого для циркуляции воды гидравлического напора. Температуру охлажденной воды можно принять 30 °С. Увеличение температуры воды θ при охлаждении обмотки рекомендуется принять ~20...25 °С.

Задавшись умеренной скоростью движения воды в канале $v=1,25$ м/с, можно найти максимально допустимую длину (м) последовательно соединенных по воде стержней при средней температуре обмотки 45 °С:

$$l_{\max} = 215 v \theta \mu \cdot 10^{12} / [\Delta_s^2 (1 - \mu)], \quad (8.39)$$

где Δ_s — эквивалентная плотность тока в обмотке, А/м²:

$$\Delta_s = \Delta \sqrt{k};$$

k — коэффициент увеличения сопротивления переменному току (см. § 6.10, расчет r_c); μ — доля общего сечения провода, занятая каналами для воды (§ 6.3 и рис. 2.8):

$$\mu = a_x b_x / (b_s (a_x + 2a_c)).$$

Чтобы ввод и вывод воды были на одной стороне (см. § 2.3), число последовательно соединенных по воде стержней $n_{\text{ст}}$ длиной $l_{\text{ст}}$ должно быть четным

$$n_{\text{ст}} = l_{\max} / l_{\text{ст}} = k,$$

где k — четное число.

Для удовлетворения этого условия можно скорректировать значения v и θ в рекомендуемых пределах.

Максимальное превышение температуры над температурой входящей воды будет иметь сплошной проводник в зоне выхода воды из обмотки

$$\theta_{\text{сн max}} = \theta + \theta_{\text{пл}} + \theta_{\text{сп}}, \quad (8.40)$$

где $\theta_{\text{пл}} \approx 1^\circ$ — превышение температуры полого проводника над температурой воды; $\theta_{\text{сп}} = 7 \cdot 10^{-14} \Delta_2$ — превышение температуры сплошного проводника над температурой полого (формула пригодна для варианта с двумя сплошными проводниками на один полый, так как в этом случае полый проводник не изолируется).

Среднее превышение температуры сплошного проводника

$$\theta_{\text{сн}} = 0,5\theta + \theta_{\text{пл}} + \theta_{\text{сп}}. \quad (8.41)$$

Напор, необходимый для циркуляции воды в обмотке, найденный с учетом потерь давления на входе и выходе из стержней, (Па)

$$H = 27v^2 l_{\text{max}} / d, \quad (8.42)$$

где d — гидравлический диаметр канала, м:

$$d = 4a_x b_x / [2(a_x + b_x)].$$

Напор H не должен превышать 0,5 МПа.

Тепловой расчет обмотки возбуждения с поперечным непосредственным охлаждением. Температуру обмотки возбуждения с непосредственным поперечным охлаждением можно определять с достаточной точностью без проведения подробного вентиляционного расчета. Как показали проведенные эксперименты и расчеты, через поперечные каналы в обмотке проходит примерно половина общего расхода газа машины.

Общий расход газа для машины этого типа определен в § 6.12. Расход газа через поперечные каналы ротора (м³/с) $Q_x = 0,5Q$.

Общее сечение поперечных каналов на всю машину (рис. 2.3, § 6.9) (м²)

$$2pa_0 l_{\text{вр}}.$$

Скорость газа в каналах (м/с)

$$v_x = Q_x / (2pa_0 l_{\text{вр}}).$$

Коэффициент теплопередачи в канале [Вт/(м² · °С)]

$$\alpha_x = 13,3 (1 + 1,3 \sqrt{v_x}).$$

Коэффициент теплопередачи с внутренней и наружной поверхностей катушки $\alpha_{\text{вн}} \approx 0,7\alpha_x$.

Ширина канала (м) $l_0 \approx 0,1h_m$.

Число каналов в одном витке $n_x = 2l_{\text{л}} / (2l_0)$.

Поверхность каналов (на весь генератор, м²)

$$s_x = 4pw_f n_x b_f (a_0 + l_0).$$

Внутренняя и наружная поверхности катушек (на весь генератор, м²)

$$s_{\text{ин}} = 6,8plfw_f a_f.$$

Сопротивление тепловому потоку в сторону поперечных каналов $R_x = (\alpha_x s_x)^{-1}$.

Сопротивление тепловому потоку в сторону внутренней и наружной поверхностей катушек $R_{\text{ин}} = (\alpha_{\text{ин}} s_{\text{ин}})^{-1}$.

Тепловое сопротивление полному потоку $R_0 = R_{\text{ин}} R_x / (R_{\text{ин}} + R_x)$.

Превышение температуры обмотки над средней температурой газа в канале (°C)

$$\theta'_f = P_f R_0,$$

где P_f выражено в Вт.

Потери, удаляемые в сторону канала, $P_{fx} = \theta'_f / R_x$.

Средний перегрев газа в каналах $\theta_x = 0,5 P_{fx} / (c_v Q_x)$.

Превышение температуры обмотки над температурой входящего газа

$$\theta_f = \theta'_f + \theta_x. \quad (8.43)$$

ПРИМЕР РАСЧЕТА ГИДРОГЕНЕРАТОРА

§ 9.1. ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫЙ РАСЧЕТ

Задание на проект (см. § 5.1)

Номинальная кажущаяся мощность ГГ ..	$S_H = 26\,200 \text{ кВ} \cdot \text{А}$
Номинальное линейное напряжение	$U_{HЛ} = 10,5 \text{ кВ}$
Номинальный коэффициент мощности	$\cos \varphi_H = 0,8$
Число фаз	$m = 3$
Соприжение фаз	Y (звезда)
Частота тока	$f = 50 \text{ Гц}$
Номинальная частота вращения	$n_H = 125 \text{ об/мин}$
Индуктивное сопротивление по продольной оси	$x_{\sigma Л} = 0,80$
Тип демпферной обмотки	полная продольно-поперечная
Исполнение ГГ	вертикальное закрытое, замкнутая система вентиляции, косвенное воздушное охлаждение
Возбуждение	тиристорное самовозбуждение

Выбор основных размеров (см. § 5.2). Активная мощность

$$P_H = S_H \cos \varphi_H = 26\,200 \cdot 0,8 = 20\,960 \text{ кВ} \cdot \text{А}.$$

Тип приводного двигателя (по рис. 5.1) — поворотнo-лопастная турбина.

Угонная частота вращения

$$n_{\text{ут}} = k_{\text{ут}} n_H = 4,69 \text{ 1/с},$$

где $n_H = 125/60 = 2,08 \text{ 1/с}$; $k_{\text{ут}} = 2,25$ для поворотнo-лопастной турбины.

Номинальное фазное напряжение (при соединении звездой)

$$U_H = U_{HЛ} / \sqrt{3} = 10\,500 / \sqrt{3} = 6060 \text{ В}.$$

Номинальный фазный ток

$$I_H = S_H / (3 U_H) = 26\,200 / (3 \cdot 6060) = 1440 \text{ А}.$$

Число пар полюсов

$$p = 60f / n_H = 60 \cdot 50 / 125 = 24.$$

Индуктивное сопротивление рассеяния обмотки статора (предварительно)

$$x_{\sigma} = 0,125.$$

ЭДС взаимной индукции при номинальной нагрузке (предварительно)

$$E_m = k_E U_n = 1,08 \cdot 6060 = 6550 \text{ В},$$

$$\text{где } k_E = \sqrt{1 + x_{\sigma} (2 \sin \varphi_n + x_{\sigma})} = \sqrt{1 + 0,125 (2 \cdot 0,6 + 0,125)} = 1,08.$$

Расчетная мощность

$$S_p = k_E S_n = 1,08 \cdot 26200 = 28300 \text{ кВт} \cdot \text{А}.$$

Полосное деление (предварительно по табл. 5.1 при $S_n/(2p) = 26200/48 = 550 \text{ кВт} \cdot \text{А}$) $\tau = 0,45 \text{ м}$.

Линейная нагрузка (по табл. 5.2) $A = 550 \cdot 10^2 \text{ А/м}$.

Индукция в зазоре при номинальной нагрузке (по табл. 5.2) $B_{\delta n} = 0,76 \text{ Тл}$.

Машинная постоянная (предварительно)

$$C_A = 2/(\pi \alpha_s k_B k_{w1} A B_{\delta n}) = 2/(3,14 \cdot 0,737 \cdot 550 \cdot 10^2 \cdot 0,76) = 0,207 \cdot 10^{-4} \text{ м}^3/\text{Дж},$$

где $\alpha_s k_B k_{w1} \approx 0,737$ по табл. 5.2.

Момент инерции ротора по (5.1)

$$J_p = T_p S_n / \Omega_n^2 = 6,29 \cdot 26200 \cdot 10^3 / 13,1^2 = 965 \cdot 10^3 \text{ кг} \cdot \text{м}^2,$$

где $\Omega_n = 2\pi n_n = 2\pi \cdot 2,08 = 13,1 \text{ рад/с}$ — номинальная угловая скорость вращения; $T_p = 2,65 \sqrt{S_n} = 2,65 \sqrt{26,2} = 6,29$.

Минимальный внутренний диаметр сердечника статора (по 5.10)

$$D_{\min} = 0,035 \sqrt{J_p \Omega_n / (\varphi_f k_E S_n C_A)} = 0,035 \sqrt{965 \cdot 10^3 \cdot 13,1 / (0,628 \cdot 1,08 \cdot 26200 \cdot 10^3 \cdot 0,207 \cdot 10^{-4})} = 6,50 \text{ м},$$

где $\varphi_f = 0,95 - 0,21 \sqrt{p/(k_2 \pi)} - 2 = 0,95 - 0,21 \sqrt{24/(1,75 \cdot \pi)} - 2 = 0,628$; $k_2 = 1,75$.

Максимальный внутренний диаметр сердечника статора по (5.12)

$$D_{\max} = v_{\max} / (\pi n_{\text{гр}}) = 120 / (3,14 \cdot 4,69) = 8,14 \text{ м},$$

где $v_{\max} = 120 \text{ м/с}$.

Оптимальный внутренний диаметр сердечника статора по (5.14)

$$D_0 = \sqrt[3]{4fC_A S_n k_E / (\lambda_j \Omega_n^2)} = \\ = \sqrt[3]{4 \cdot 50 \cdot 0,207 \cdot 10^{-4} \cdot 26200 \cdot 10^3 \cdot 1,08 / (2,6 \cdot 13,1^2)} = 6,40 \text{ м},$$

где $\lambda_j = \lambda_{j0} = 2,6$.

Поскольку $D_0 = 6,4 \text{ м} < D_{\min} = 6,5 \text{ м}$ в соответствии с рекомендациями § 5.2 принимаем внутренний диаметр сердечника статора

$$D = D_{\min} = 6,5 \text{ м}.$$

Полюсное деление при этом диаметре

$$\tau = \pi D / (2p) = 3,14 \cdot 6,5 / (2 \cdot 24) = 0,425 \text{ м}.$$

Угонная окружная скорость на наружной поверхности ротора не превышает допустимых значений

$$v_{\text{гр}} = \pi D n_{\text{гр}} = 3,14 \cdot 6,5 \cdot 4,69 = 95,7 \text{ м/с}.$$

Длина магнитопровода статора

$$l_1 = C_A S_n k_E / (\Omega_n D^2) = 0,207 \cdot 10^{-4} \cdot 26200 \cdot 10^3 \cdot 1,08 / (13,1 \cdot 6,5^2) = \\ = 1,06 \text{ м}.$$

Относительная длина магнитопровода статора $\lambda_j = l_1 / \tau = 1,06 / 0,425 = 2,5$ находится в допустимых пределах.

Выбор типа обмотки и числа пазов статора (см. § 6.1). Выбираем двухслойную стержневую волновую обмотку с двумя эффективными проводниками в пазу с дробным числом пазов на полюс и фазу (фазный ток $I_n = 1440 \text{ А} > 1000 \text{ А}$; номинальное напряжение $U_{\text{нл}} = 10,5 \text{ кВ} > 6 \text{ кВ}$).

Число последовательных витков фазы (предварительно)

$$w_1 = k_E U_{\text{нл}} / (4 \alpha_\delta k_B k_{w1} f t_1 B_{\delta n}) = \\ = 1,08 \cdot 6060 / (4 \cdot 0,737 \cdot 50 \cdot 0,425 \cdot 1,06 \cdot 0,76) = 130,$$

где $\alpha_\delta k_B k_{w1}$ по табл. 5.2.

Число эффективных проводников в пазу $u_{\text{нл}} = 2$.

Число параллельных ветвей (табл. 6.1). Число параллельных ветвей должно удовлетворять неравенству (6.5)

$$a_{\max} = u_{\text{н}} I_{\text{н}} / I_{\text{нmin}} = 1,07 > a_1 > a_{\min} = u_{\text{н}} I_{\text{н}} / I_{\text{нmax}} = 0,87,$$

где $I_{\text{нmin}} = 2700$ А и $I_{\text{нmax}} = 3300$ А по табл. 6.1.

Принимаем $a_1 = 1$. Выбранное a_1 удовлетворяет условию (6.6)

$$a_1 = 2p/k = 2 \cdot 24/48 = 1,$$

где $k = 2p = 48$ — целое число.

Ток паза статора $I_{\text{н}} = I_{\text{н}} u_{\text{н}} / a_1 = 2 \cdot 1440/1 = 2880$ А.

Число пазов на полюс и фазу по (6.8)

$$q_1 = a_1 w_1 / (u_{\text{н}} p) = 1 \cdot 130 / (2 \cdot 24) = 2,7.$$

Поскольку $q_1 = 2,7 < 4$, его следует выбрать по (6.9) дробным, т. е.

$$q_1 = b + c/d,$$

где $b = 2$; $d = 2p/(ka_1) = 48/k = 2, 4, 8, 16, \dots$, $k = 24, 12, 6, 3, \dots$ — целое число.

Правильная несократимая дробь

$$c/d = 5/8 \text{ или } 11/16 \approx 0,7.$$

Число пазов статора (предварительно)

$$Z_1 = 6p q_1 = 6 \cdot 24 (2^5/8 \text{ или } 2^{11}/16) = 378 \text{ или } 387.$$

Примем число частей статора $c_c = 2$.

При четном числе частей статора ($c_c = 2$) число пазов также должно быть четным, поэтому $Z_1 = 387$ принять нельзя.

Число пазов статора и число пазов на полюс и фазу (окончательно)

$$Z_1 = 2 \cdot 3 \cdot 3 \cdot 3 \cdot 7 = 378;$$

$$q_1 = b + c/d = 2 + 5/8, \text{ где } b = 2, c = 5, d = 8.$$

Число пазов в сегменте

$$Z_c = Z_1 / (c_c k) = 378 / (6k) = 7 \text{ или } 9,$$

где k — целое число.

Наружный диаметр сердечника статора (предварительно)

$$D_a \approx D + \tau = 6,5 + 0,425 = 6,925 \text{ м.}$$

Большая хорда сегмента

$$H_c = D_a \pi Z_c / Z_1 = 6,925 \cdot 3,14 (7 \text{ или } 9) / 378 = 0,403$$

или 0,517 м.

Число пазов в сегменте, имея в виду лучшее использование листа горячекатаной стали при $H_c = 0,403$ м, окончательно принимаем $Z_c = 7$.

Число последовательных витков фазы

$$w_1 = q_1 u_{n1} p / a_1 = 21 \cdot 2 \cdot 24 / (8 \cdot 1) = 126.$$

Шаг обмотки (в пазах) $y \approx 0,83\tau = 0,83 \cdot 7,88 \approx 7$, где полюсное деление в пазовых делениях

$$\tau = Z_1 / (2p) = 378 / 48 = 7,88.$$

Обмоточный коэффициент статора по (6.19)

$$k_{w1} = k_{y1} k_{p1} = 0,94,$$

где $k_{y1} = \sin(\pi y / (2\tau)) = \sin(\pi \cdot 7 / (2 \cdot 7,88)) = 0,984$;

$$\begin{aligned} k_{p1} &= \frac{\sin(\pi/6)}{(bd+c)\sin(\pi/(6(bd+c)))} = \\ &= \frac{0,5}{(2 \cdot 8 + 5)\sin(\pi/(6(2 \cdot 8 + 5)))} = 0,955. \end{aligned}$$

Индукция в воздушном зазоре при номинальной нагрузке (во втором приближении)

$$\begin{aligned} B_{\delta n} &= k_B U_n / (4 \alpha_s k_B k_{w1} f \tau l_1 w_1) = \\ &= 1,08 \cdot 6060 / (4 \cdot 0,737 \cdot 50 \cdot 0,425 \cdot 1,06 \cdot 126) = 0,782 \text{ Тл}, \end{aligned}$$

где $\alpha_s k_B k_{w1}$ по табл. 5.2.

Линейная нагрузка

$$A = 6 w_1 I_n / (\pi D) = 6 \cdot 126 \cdot 1440 / (3,14 \cdot 6,5) = 533 \cdot 10^2 \text{ А/м.}$$

Составление схемы обмотки статора (см. § 6.2). Выбрана двухслойная волновая обмотка статора $Z = 378$, $p = 24$ с дробным числом пазов на полюс и фазу $q_1 = b + c/d = 2^5/8$ ($b = 2$, $c = 5$, $d = 8$).

Обмотка состоит из $t = 6$ первоначальных обмоток, где $t = 6$ — общий наибольший делитель чисел $Z = 378$ и $p = 24$. Составим схему первоначальной обмотки со следующими данными:

$$Z' = Z/t = 378/6 = 63, p' = p/t = 24/6 = 4, q_1 = 2^5/8.$$

Число катушечных групп в первоначальной обмотке $3d = 3 \cdot 8 = 24$.

Число катушек в «малых» группах $b = 2$.

Число катушек в «больших» группах $b + 1 = 3$.

Номера больших катушечных групп в одном чередовании определяются рядом чисел $d/c = 8/5 = 1^3/5$; $2d/c = 2 \cdot 8/5 = 3^1/5$; $3d/c = 3 \cdot 8/5 = 4^4/5$; $4d/c = 4 \cdot 8/5 = 6^2/5$; $5d/c = 5 \cdot 8/5 = 8$.

После округления этих чисел до ближайших больших целых чисел получим следующие номера больших групп в чередовании: 2, 4, 5, 7, 8. Число чередований всей обмотки: $6p'/d = 6 \cdot 4/8 = 3$.

Чередование чисел катушек в катушечных группах и распределение катушечных групп по фазам при $Z = Z' = 63$ и $q_1 = 21/8$ приведено в табл. 9.1. Схема первоначальной обмотки, составленная в соответствии с табл. 9.1 и рекомендациями § 6.2, показана на рис. 9.1.

Таблица 9.1

Число катушек в группе	2	3	2	3	3	2	3	3	2	3	2	3
Номер группы в чередовании	1	2	3	4	5	6	7	8	1	2	3	4
Номера катушек	1 2	3 4 5	6 7	8 9 10	11 12 13	14 15	16 17 18	19 20 21	22 23	24 25 26	27 28	29 30 31
Распределение по фазам	A	Z	B	X	C	Y	A	Z	B	X	C	Y
Число катушек в группе	3	2	3	3	2	3	2	3	3	2	3	3
Номер группы в чередовании	5	6	7	8	1	2	3	4	5	6	7	8
Номера катушек	32 33 34	35 36	37 38 39	40 41 42	43 44	45 46 47	48 49	50 51 52	53 54 55	56 57	58 59 60	61 62 63
Распределение по фазам	A	Z	B	X	C	Y	A	Z	B	X	C	Y

Выбор размеров паза статора (§ 6.3). Зубцовое деление

$$t_{z1} = \pi D / Z_1 = 3,14 \cdot 6,5 / 378 = 0,0541 \text{ м.}$$

Ширина зуба в наиболее узком месте по (6.24)

$$b'_z = 1,32 t_{z1} B_{\text{он}} / B'_{z1} = 1,32 \cdot 0,0541 \cdot 0,782 / 1,83 = 0,031 \text{ м,}$$

где $B_{z1} = 1,83 \text{ Тл.}$

Ширина паза

$$b_p \leq t_{z1} - b'_z = 0,0541 - 0,031 = 0,0230 \text{ м.}$$

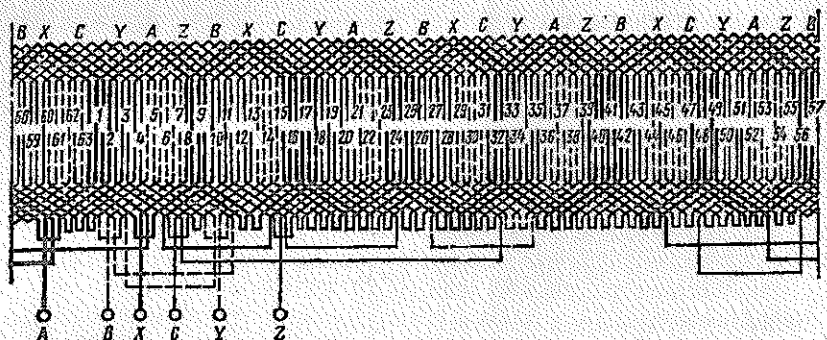


Рис. 9.1. Схема двухслойной волновой дробной обмотки:

$$Z=Z'=63; 2p'=8; m=3; q_1=2 \frac{5}{8}$$

Принимаем (предварительно)

$$b_n=0,0225 \text{ м.}$$

Эта ширина паза находится в рекомендуемых для $U_{\text{пл}}=10,5 \text{ кВ}$ максимальной и минимальной ширины паза ($b_{\text{нmax}}=0,0270 \text{ м}$ и $b_{\text{нmin}}=0,0210 \text{ м}$).

Плотность тока в обмотке статора (предварительно по (6.27))

$$\Delta_1=(\Delta_1 A/A)=(1570 \cdot 10^8/533 \cdot 10^2)=2,95 \cdot 10^6 \text{ А/м}^2.$$

Сечение эффективного проводника обмотки статора (предварительно)

$$s_1=I_n/(a_1 \Delta_1)=1440/(1 \cdot 2,95 \cdot 10^6)=488 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2.$$

Высота элементарного проводника стержня $a_s=2,5 \text{ мм}=0,0025 \text{ м}$ (по табл. П1.1).

Суммарная ширина изолированных проводников по ширине паза

$$b_0=b_n-2\delta_n-\Delta b=0,0225-0,0076-0,0005=0,0149 \text{ м,}$$

где $2\delta_n=0,0076 \text{ м}$ (по табл. 6.6 для термореактивной изоляции, пропитанной эпоксидным компаундом); $\Delta b=0,0005 \text{ м}$.

Ширина элементарного проводника стержня

$$b_s=b_n-\Delta_n=b_0/n_s-\Delta_n=0,0149/2-0,00033=0,00712 \text{ м,}$$

где $\Delta_n=0,33 \text{ мм}=0,00033 \text{ м}$ — толщина изоляции провода марки

ПСД на две стороны, см (табл. П1.3); $n_3=2$ — число проводников по ширине паза.

По табл. П1.1 принимаем $b_3=7,1 \text{ мм}=0,0071 \text{ м}$. Сечение элементарного провода с размерами $a_3=2,5 \text{ мм}$, $b_3=7,1 \text{ мм}$ по табл. П1.1 равно $s_3=17,2 \text{ мм}^2=17,2 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2$.

Ширина паза (окончательно)

$$b_{\pi}=2b_3+2\Delta_{\pi}+2\delta_{\pi}+\Delta b=2 \cdot 0,0071+2 \cdot 0,00033+ \\ +0,0076+0,0005=0,0225 \text{ м.}$$

Число проводников в стержне

$$c_3=s_1/s_3=488 \cdot 10^{-6}/17,2 \cdot 10^{-6} \approx 30.$$

Сечение эффективного провода обмотки статора

$$s_1=c_3 s_3=30 \cdot 17,2 \cdot 10^{-6}=516 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2.$$

Плотность тока в обмотке статора

$$\Delta_1=I_{\pi}/(a_1 s_1)=1440/(1 \cdot 516 \cdot 10^{-6})=2,79 \cdot 10^6 \text{ А/м}^2.$$

Высота элементарного проводника стержня с учетом изоляции

$$a_{\pi}=a_3+\Delta_{\pi}=0,0025+0,00033=0,00283 \text{ м.}$$

Ширина элементарного проводника с учетом изоляции

$$b_{\pi}=b_3+\Delta_{\pi}=0,0071+0,00033=0,00743 \text{ м.}$$

Суммарная высота изолированных элементарных проводников одного стержня $h_0=a_{\pi}(c_3/2+1)=0,00283(30/2+1)=0,0453 \text{ м}$.

Высота паза или зубца статора

$$h_{\pi}=h_z=2h_0+\delta_h+h_{\pi 1}+h_{\pi 2}= \\ =2 \cdot 0,0453+0,0222+0,009+0,003=0,125 \text{ м,}$$

где $h_{\pi 1}=0,4b_{\pi}=0,4 \cdot 0,0225=0,009 \text{ м}$, $\delta_h=0,0222 \text{ м}$ — толщина изоляции по высоте паза с учетом разбухания (табл. 6.6); $h_{\pi 2}=0,003 \text{ м}$ — расстояние от клина до зазора.

Разрез паза статора, сконструированного в соответствии с табл. 6.6, показан на рис. 9.2.

Средний перепад температуры в изоляции паза по (6.36)

$$\theta_{\pi}=\rho_1 A t_{21} \Delta_1 \delta_{\pi} k_{\pi} / (2(h_{\pi}-h_{\pi 1})\lambda) = 0,0234 \cdot 10^{-6} \cdot 533 \cdot 10^2 \times \\ \times 0,0541 \cdot 2,79 \cdot 10^6 \cdot 0,0038 \cdot 1,2 / (2(0,125-0,009) \cdot 0,18) = 20,6 < 30^{\circ} \text{C.}$$

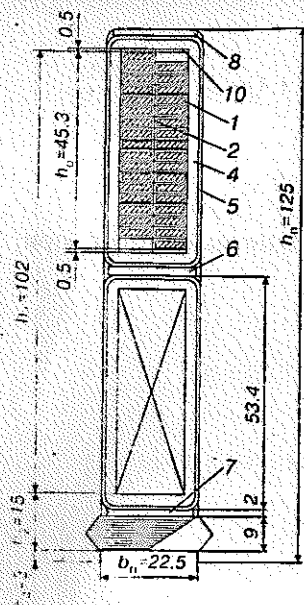


Рис. 9.2. Разрез паза статора:

- 1 — провод изолированный ПСД $2,50 \times 7,10$
 $2,83 \times 7,43$; 2 — прокладка стеклотекстолит СТЭФ1 т. 0,5 мм; 4 — корпусная изоляция лента стеклослодвинговая ЛС-40РТТ т. 0,13 мм (10 слоев вполюхлеста); 5 — полупроводящее покрытие асбестовая лента т. 0,4 мм; 6 — прокладка стеклотекстолит СТЭФ1 общей толщиной 2 мм; 7 — то же; 8 — то же, но общей толщиной 1,5 мм; 10 — прокладка стеклотекстолит СТЭФ1 т. 0,5 мм

Выбор зазора между статором и ротором и размеров магнитопровода статора (см. § 6.4). Максимальная индукция в зазоре при холостом ходе и номинальном напряжении

$$B_{\delta} = B_{\text{вн}}/k_E = 0,724 \text{ Тл.}$$

Индуктивное сопротивление рассеяния (в относительных единицах ориентировочно)

$$\begin{aligned} x_{\sigma} = & ((0,6 + 0,08 \lambda_1) 10^{-6} A/B_{\delta}) (h_n/(b_n q_1) + \\ & + \tau/l_1) = ((0,6 + 0,08 \cdot 2,5) \cdot 10^{-6} \cdot 533 \times \\ & \times 10^2/0,724) (0,125/(0,0225 \cdot \frac{21}{8}) + \\ & + 0,425/(1,06)) = 0,149. \end{aligned}$$

Минимальный зазор между статором и ротором, обеспечивающий заданное значение x_{δ} ,

$$\begin{aligned} \delta = & \frac{\sqrt{2 \mu_0 \tau k_{w1} k_{ad} A}}{\pi k_{\delta} x_{\sigma} B_{\delta}} = \\ = & \frac{\sqrt{2 \cdot 4\pi \cdot 10^{-7} \cdot 0,425 \cdot 0,94 \cdot 0,84 \cdot 533 \cdot 10^2}}{\pi \cdot 1,12 \cdot 0,651 \cdot 0,724} = \\ = & 0,0193 \text{ м,} \end{aligned}$$

где $k_{ad} = 0,84$; $k_{\delta} = 1,12$; $x_{\sigma} = x_{\sigma} - x_{\sigma} = 0,8 - 0,149 = 0,651$.

Минимально допустимый по производственно-монтажным соображениям зазор (по рис. 6.9) $\delta = 1,2 \text{ см} < 0,0193 \text{ м}$. Принимаем $\delta = 0,0193 \text{ м}$.

Максимальный зазор под краем полюса $\delta_m = 1,5\delta = 1,5 \cdot 0,0193 = 0,0289 \text{ м}$.

Размеры по длине магнитопровода статора. Ширина канала в сердечнике $b_n = 1 \text{ см} = 0,01 \text{ м}$.

Длина пакета сердечника статора (предварительно) $l'_1 = 0,045 \text{ м}$.

Число вентиляционных каналов в магнитопроводе

$$n_v = (l_1 - l'_1)/(b_n + l'_1) = (1,06 - 0,045)/(0,01 + 0,045) \approx 18,4.$$

Принимаем $n_s = 18$.

Длина пакета сердечника статора

$$l'_1 = (l_1 - n_s b_s) / (n_s + 1) = (1,06 - 18 \cdot 0,01) / (18 + 1) = 0,046 \text{ м.}$$

Суммарная длина пакетов магнитопровода

$$l_m = l'_1 (n_s + 1) = 0,046 (18 + 1) = 0,87 \text{ м.}$$

Высота ярма магнитопровода статора. Магнитный поток при номинальной нагрузке

$$\begin{aligned}\Phi_n &= k_E U_n / (4 k_B k_w f w_1) = \\ &= 1,08 \cdot 6060 / (4 \cdot 1,11 \cdot 0,94 \cdot 50 \cdot 126) = 0,249 \text{ Вб;} \end{aligned}$$

высота ярма

$$h_a = \Phi_n / (2 l_m B_a k_c) = 0,249 / (2 \cdot 0,87 \cdot 1,3 \cdot 0,93) = 0,118 \text{ м.}$$

Принимаем $h_a = 0,12 \text{ м.}$

Наружный диаметр сердечника статора

$$D_a = D + 2h_n + 2h_a = 6,5 + 2 \cdot 0,125 + 2 \cdot 0,12 = 6,99 \text{ м.}$$

Большая хорда сегмента сердечника статора

$$H_c = D_a \pi Z_d / Z_1 = 6,99 \cdot 3,14 \cdot 7 / 378 = 0,407 \text{ м} < 0,42 \text{ м.}$$

Выбор размера магнитопровода ротора и демпферной обмотки (§ 6.5). Ширина полюсного наконечника

$$b_p = b'_p = \alpha \tau = 0,72 \cdot 0,425 = 0,306 \text{ м,}$$

где $\alpha = 0,72$ — по табл. 5.2.

Радиус дуги полюсного наконечника

$$\begin{aligned}R_p &= D / [2 + 8D(\delta_m - \delta) / b_p^2] = \\ &= 6,5 [2 + 8 \cdot 6,5(0,0289 - 0,0193) / 0,306^2] = 0,883 \text{ м.} \end{aligned}$$

Длина сердечника полюса

$$l_m = l_1 + 0,04\tau = 1,06 + 0,04 \cdot 0,425 = 1,077 \text{ м.}$$

Расчетная длина сердечника полюса

$$l'_m = l_m - 0,04\tau = 1,077 - 0,04 \cdot 0,425 = 1,06 \text{ м.}$$

Шаг демпферной обмотки $t_{d2} = t_{d1} = 0,0541 \text{ м.}$

Число стержней на полюс

$$n_c \leq 1 + (b'_p - d_c - 2b)/t_{z2} \leq \\ \leq 1 + (0,306 - 0,0162 - 2 \cdot 0,01)/0,0541 \leq 5,98,$$

где $d_c = 0,3t_{z2} = 0,3 \cdot 0,0541 = 0,0162$ м (предварительно).

Принимаем $n_c = 6$.

Сечение медного стержня демпферной обмотки

$$s_c = \pi d_c^2 / 4 = 0,15 \tau A / (n_c \Delta_1) = \\ = 0,15 \cdot 0,425 \cdot 533 \cdot 10^2 / (6 \cdot 2,79 \cdot 10^6) = 203 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2.$$

Принимаем $d_c = 0,016$ м, тогда

$$s_c = \pi d_c^2 / 4 = 200 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2.$$

Сечение короткозамыкающего сегмента демпферной обмотки

$$s_z = 0,5 n_c s_c = 600 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2.$$

Размеры короткозамыкающего сегмента демпферной обмотки

$$b_z = 0,012 \text{ м} > 0,7 d_c; h_z = s_z / b_z = 600 \cdot 10^{-6} / 0,012 = 0,05 \text{ м} > 2 d_c.$$

Размеры прорези паза демпферной обмотки

$$b_{m2} = h_4 \approx 0,003 \text{ м}.$$

Длина стержня демпферной обмотки

$$l_c = l_p = l_m + 0,2\tau = 1,077 + 0,2 \cdot 0,425 = 1,14 \text{ м}.$$

Высота полюсного наконечника

$$h_p = 0,054(1 + 2,5/p)\tau + d_c = \\ = 0,054(1 + 2,5/24) \cdot 0,425 + 0,016 = 0,0414 \text{ м}.$$

Высота сердечника полюса

$$h_m = 0,48(1,77/(0,15 + \sqrt{\tau}) - 1)\tau = \\ = 0,48(1,77/(0,15 + \sqrt{0,425}) - 1) \cdot 0,425 = 0,246 \text{ м},$$

где $\tau = 0,425$ м.

Принимаем $h_m = 0,25$ м.

Ширина полюсного сердечника. Определяется путем решения нелинейного уравнения (6.59) методом последовательных приближений. Предварительно рассчитывают следующие исходные данные.

1. ЭДС взаимной индукции при номинальной нагрузке по (6.64)

$$E_{rn} = \sqrt{1 + x_\sigma (2 \sin \varphi_n + x_\sigma)} = 1,097,$$

где $x_\sigma = 0,149$ по (6.39); $\sin \varphi_n = \sqrt{1 - \cos^2 \varphi_n} = 0,6$.

2. МДС возбуждения при номинальной нагрузке по (6.64)

$$F_{rn} = \sqrt{F_{rn}^2 + F_{an} (2 F_{rn} \sin \alpha + F_{an})} = 1,65,$$

где $F_{rn} = 1 + 2(E_{rn} - 1) = 1 + 2(1,097 - 1) = 1,194$;

$$\sin \alpha = (\sin \varphi_n + x_\sigma) / E_{rn} = (0,6 + 0,149) / 1,097 = 0,682;$$

$$F_{an} = 0,9 x_{ad} = 0,586; x_{ad} = 0,651 \text{ по (6.38).}$$

3. Поток при номинальном напряжении и холостом ходе

$$\Phi = \Phi_n / k_E = 0,2305 \text{ Вб,}$$

где $\Phi_n = 0,249 \text{ Вб по (6.43); } k_E = 1,08 \text{ по (5.3).}$

4. Расчетная индукция в полюсе

$$B'_m = k_{m\sigma} B_m = 1,61 \text{ Тл,}$$

где $B_m = 1,7 \text{ Тл, } k_{m\sigma} = 0,95$.

5. Коэффициент по (6.64)

$$k_{\delta\tau} = 1,6 \delta / \tau = 1,6 \cdot 0,0193 / 0,425 = 0,0727.$$

6. Величина c'_m по (6.86)

$$\begin{aligned} c'_m &= \tau - \pi (h_m + 2(h_p + \delta)) / (2p) = \\ &= 0,425 - \pi (0,25 + 2(0,0414 + 0,0193)) / (2 \cdot 24) = 0,401 \text{ м.} \end{aligned}$$

7. Величина c_p по (6.86)

$$\begin{aligned} c_p &= \tau - b_p - \pi d_i / p = \\ &= 0,425 - 0,306 - \pi \cdot 0,0571 / 24 = 0,111 \text{ м,} \end{aligned}$$

где $d_i = h_p + \delta - b_p^2 / (4D) = 0,0414 + 0,0193 - 0,306^2 / (4 \cdot 6,5) = 0,0571 \text{ м.}$

8. Величина λ'_p по (6.86)

$$\begin{aligned} \lambda'_p &= 4,44 (d_i / c_p - 0,25) = \\ &= 4,44 (0,0571 / 0,111 - 0,25) = 1,16. \end{aligned}$$

Итерационный процесс определения ширины сердечника полюса b_m производится по алгоритму, изложенному в § 6.5. Началь-

ное значение b_m на первой итерации ($i=1$) вычисляют по формуле

$$b_{m01} = b_{m01} = b_p - 2,2h_p = 0,306 - 2,2 \cdot 0,0414 = 0,215 \text{ м.}$$

При этом $b_{m01} = 0,215$ м проводят первую ($i=1$) итерацию, определяя:

— магнитную проводимость для потока рассеяния полюсов по (6.86)

$$\lambda_{f\Phi 1} = \lambda_{f\Phi 1} = \lambda_p + \lambda_{m\pi} + \lambda_{m\lambda} = 2,215 + 2,35 + 0,237 = 4,80,$$

$$\begin{aligned} \text{где } \lambda_p &= \lambda'_p + 1,75(a'_p + 0,2) - 1,27(a'_p - 0,5)^2 = \\ &= 1,16 + 1,75(0,409 + 0,2) - 1,27(0,409 - 0,5)^2 = 2,215; \end{aligned}$$

$$a'_p = \frac{b_p - b_{m01}}{2c_p} = \frac{0,306 - 0,215}{2 \cdot 0,111} = 0,409;$$

$$\begin{aligned} \lambda_{m\pi} &= 1,75h_m/(c'_m - b_{m01}) = \\ &= 1,75 \cdot 0,25/(0,401 - 0,215) = 2,35; \end{aligned}$$

$$\lambda_{m\lambda} = 1,17b_{m01}/l'_m = 1,17 \cdot 0,215/1,06 = 0,237;$$

— коэффициент рассеяния полюсов по (6.64)

$$\sigma_{mi} = \sigma_{m1} = 1 + k_{sc}\lambda_{f\Phi 1} = 1 + 0,0727 \cdot 4,80 = 1,349; \quad (i=1)$$

— магнитный поток в основании полюса по (6.60)

$$\begin{aligned} \Phi_{m\pi 1} &= \Phi_{m\lambda 1} = \Phi F_{r\pi} + \Phi(\sigma_{m1} - 1)F_{f\pi} = \\ &= 0,2305 \cdot 1,097 + 0,2305(1,349 - 1) \cdot 1,65 = 0,3856 \text{ Вб}; \end{aligned}$$

— конечное значение ширины полюса после проведения первой ($i=1$) итерации по (6.59)

$$b_{mi} = b_{m1} = \Phi_{m\pi 1}/(l'_m B'_m) = 0,3856/(1,06 \cdot 1,61) = 0,226 \text{ м}; \quad (i=1)$$

— относительная точность определения b_{mi} на i -й (1-й итерации)

$$\Delta_i = \Delta_1 = |b_{m1} - b_{m01}|/b_{m01} = |0,226 - 0,215|/0,215 = 0,0511. \quad (i=1)$$

Задаваясь требуемой относительной точностью $\varepsilon = 0,01$, видим, что,

$$\Delta_1 = 0,0511 > 0,01 = \varepsilon,$$

и, следовательно, необходимо проведение $(i+1)$ -й (2-й) итерации и, возможно, других итераций.

Результаты расчетов по всем проведенным итерациям сведены в таблицу.

i	1	2	3
b_{m0i} м	0,2150	0,226	0,22699
$\lambda_{\Phi i}$	4,806	4,865	4,871
σ_{mi}	1,349	1,3540	1,3541
Φ_{mni} Вб	0,3857	0,3873	0,3875
b_{mi} м	0,2260	0,22699	0,22708
Δ_i	0,0513	0,00438	0,000425
$\Delta_i - \varepsilon$	0,0413	-0,00561	-0,00957

Из таблицы видно, что приемлемая относительная точность расчета $\Delta_i = \Delta_2 = 0,00438 < 0,01 = \varepsilon$ достигается во второй итерации ($i=2$), после которой $b_{mi} = b_{m2} = 0,22699$ м. В последующих расчетах принимается ширина сердечника полюса $b_m = 0,225$ м.

Размеры обода ротора. Внешний диаметр обода ротора

$$D_{a2} = D - 2\delta - 2h_p - 2h_m = \\ = 6,5 - 2 \cdot 0,0193 - 2 \cdot 0,0414 - 2 \cdot 0,25 = 5,88 \text{ м.}$$

Длина обода ротора (предварительно)

$$l_{a2} = l_m + 2\delta_n + 2b_s + \Delta = 1,077 + 0,006 + 0,0425 \cdot 2 + 0,1 = 1,26 \text{ м,}$$

где $2\delta_n = 0,006$ м по табл. 6.8; $b_s = 0,1\tau = 0,0425$ м; $\Delta = 0,1$ м.

Принято окончательно по результатам механического расчета $l_{a2} = 1,32$ м.

Высота обода ротора $h_{a2} = \tau = 0,425$ м.

Внутренний диаметр обода $D'_{a2} = D_{a2} - 2h_{a2} = 5,03$ м.

Расчет магнитной цепи при холостом ходе (§ 6.6). Коэффициент зазора по (6.72)

$$k_\delta = k_{\delta 1} k_{\delta 2} k_{\delta 3} = 1,07,$$

где $k_{\delta 1} = t_{z1}/(t_{z1} - \gamma_1 \delta) = 0,0541/(0,0541 - 0,225 \cdot 0,0193) = 1,085$

$$\gamma_1 = (b_w/\delta)^2/(5 + b_w/\delta) = (0,0225/0,0193)^2/(5 + 0,0225/0,0193) = 0,225;$$

$$k_{\delta 2} = t_{z2}/(t_{z2} - \gamma_2 \delta) = 0,0541/(0,0541 - 0,0048 \cdot 0,0193) = 1,0$$

$$\gamma_2 = (b_{m2}/\delta)^2/(5 + b_{m2}/\delta) = (0,003/0,0193)^2/(5 + 0,003/0,0193) = 0,0048$$

$$k_{\delta 3} = l_1/(l_1 + 2\delta - n_b \gamma_b \delta) =$$

$$= 1,06(1,06 + 2 \cdot 0,0193 - 18 \cdot 0,0501 \cdot 0,0193) = 0,985;$$

$$\gamma_3 = (b_n/\delta)^2 / (5 + b_n/\delta) = (0,01/0,0193)^2 \cdot (5 + 0,01/0,0193) = 0,0501;$$

$$b_{m2} = h_4 = 0,003 \text{ м}; n_4 = 18; b_n = 0,01 \text{ м}.$$

Коэффициент максимального зазора $k_{\delta m}$ определяют по (6.72) после замены δ на δ_m

$$k_{\delta m} = k_{\delta 1m} k_{\delta 2m} k_{\delta 3m} = 1,014,$$

где $k_{\delta 1m} = 1,059$; $k_{\delta 2m} = 1$; $k_{\delta 3m} = 0,958$.

Коэффициенты, необходимые для расчета магнитной цепи: k_f , k_d а также расчетный коэффициент полюсного перекрытия $\alpha_\delta = (2/\pi)k_\phi k_f$ и коэффициент формы ЭДС $k_B = \pi/(2\sqrt{2}k_\phi)$ определяют по рис. 6.14 и 6.15 при $\alpha = b_p'/\tau = 0,72$; $\delta' = \delta k_\delta k_{za} = 0,0206 k_{za}$; $\delta'/\tau = 0,0485 k_{za} \approx 0,05$; $k'_m = \delta_m k_{\delta m} / (\delta k_\delta) = 1,42$; $\delta'_m/\delta' = (k'_m + k_{za} - 1)/k_{za}$ по (6.74).

Далее приводятся формулы, с помощью которых рассчитывают магнитную цепь при холостом ходе

$$E_f = U_n E_{\gamma f},$$

где $U_n = 6060 \text{ В}$; $E_{\gamma f} = 0,5$; $1,0$ и $E_{\gamma f} = k_E = 1,097$; $1,2$; $1,3$.

Магнитный поток в зазоре $\Phi = c_1 k_\phi E_f$, где $c_1 = (\sqrt{2} \pi f w_1 k_{w1})^{-1} = (\sqrt{2} \cdot 3,14 \cdot 50 \cdot 126 \cdot 0,94)^{-1} = 3,8 \cdot 10^{-5} \text{ с}$.

Индукция в зазоре $B_\delta = (c_2/\alpha_\delta)\Phi$, где $c_2 = (\tau l_1)^{-1} = (0,425 \cdot 1,06)^{-1} = 2,22 \text{ м}^{-2}$.

Магнитное напряжение зазора $F_\delta = c_6 B_\delta$, где $c_6 = k_\delta \delta / \mu_0 = 1,07 \cdot 0,0193 / (4 \cdot 3,14 \cdot 10^{-7}) = 1,64 \cdot 10^4 \text{ м}^2/\text{Г}$; $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7} \text{ Г/м}$.

Индукция в сечении зубца на $1/3$ высоты $B_{z1} = c_3 B_\delta$, где $c_3 = l_{1z1}/(k_c l_m b_{1/3}) = 1,06 \cdot 0,0541 / (0,93 \cdot 0,87 \cdot 0,0323) = 2,19$; $b_{1/3} = t_{1/3} - b_n = 0,0548 - 0,0225 = 0,0323 \text{ м}$; $t_{1/3} = \pi(D + 2h_n/3)/Z_1 = 3,14(6,5 + 2 \cdot 0,125/3)/378 = 0,0548 \text{ м}$; $k_n = t_{1/3} l_1 / (b_{1/3} l_m k_c) - 1 = 0,0548 \cdot 1,06 / (0,0323 \cdot 0,87 \cdot 0,93) - 1 = 1,21$.

Магнитное напряжение зубцов статора $F_{z1} = h_n H_{z1}$, где $h_n = 0,125 \text{ м}$; $H_{z1} = f(B_{z1})$ по табл. П2.1 для стали 1512, А/м. Индукция в ярме статора $B_{a1} = c_4 \Phi$, где $c_4 = (2 l_m h_a k_c)^{-1} = (2 \cdot 0,87 \cdot 0,12 \cdot 0,93)^{-1} = 5,15 \text{ м}^{-2}$.

Магнитное напряжение ярма статора $F_{a1} = \zeta L_{a1} H_{a1}$, где $H_{a1} = f(B_{a1})$ — по табл. П2.1, А/м; $L_{a1} = \pi(D_a - h_a)/(4p) = 3,14(6,99 - 0,12)/(4 \cdot 24) = 0,226 \text{ м}$; ζ — по рис. 6.17.

Индукция в зубцах полюса $B_{z2} = c_5 B_\delta$, где $c_5 = t_{z2}/(k_{mc} b_{z2}) = 0,0541 / (0,95 \cdot 0,039) = 1,46$; $b_{z2} = t_{z2} - 0,94 d_c = 0,0541 - 0,94 \cdot 0,016 = 0,039 \text{ м}$.

Магнитное напряжение зубцов полюса $F_{z2} = L_{z2} H_{z2}$, где $L_{z2} = (h_z + d_z) = (0,003 + 0,016) = 0,019$ м; $H_{z2} = f(B_{z2})$ — по табл. П2.2, А/м.

Магнитное напряжение зубцов и ярма статора, зазора и зубцов полюса

$$F_1 = F_\delta + F_{z1} + F_{a1} + F_{z2}.$$

Коэффициент насыщения $k_{za(i+1)} = F_1 / F_\delta$.

Примечание. Если $|\Delta| = |F_1 / F_\delta - k_{za}| > 0,03$, где k_{za} , выбранное на предыдущей итерации значение k_{za} , то расчет необходимо повторить при уточненном $k_{za} = F_1 / F_\delta$.

Коэффициент рассеяния полюсов при холостом ходе по (6.85)

$$\sigma_m = 1 + c_7 F_1 / \Phi,$$

где $c_7 = \mu_0 l_{f\Phi} = 6,48 \cdot 10^{-6}$ Г; $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$ Г/м; $\lambda_{f\Phi}$ — магнитная проводимость для потока рассеяния полюсов по (6.86) при $b_m = 0,225$ м;

$$\lambda_{f\Phi} = \lambda_p + \lambda_{mp} + \lambda_{mz} = 4,86;$$

$$\lambda_p = \lambda'_p + 1,75(a_p/c_p + 0,2) - 1,27(a_p/c_p - 0,5)^2 = 2,12;$$

$$\lambda_{mp} = 1,75h_m/c_m = 2,49; \lambda_{mz} = 1,17b_m/l'_m = 0,248;$$

$$a_p = (b_p - b_m)/2 = 0,0405; c_m = c'_m - b_m = 0,176 \text{ м};$$

$\lambda'_p = 1,16$; $c_p = 0,111$ м; $c'_m = 0,401$ м (см. ранее исходные данные к расчету ширины сердечника полюса bm).

Поток в полюсе $\Phi_m = \sigma_m \Phi$.

Индукция в полюсе $B_m = c_8 \Phi_m$, где $c_8 = (k_{mc} l'_m b_m)^{-1} = (0,95 \cdot 1,06 \times 0,225)^{-1} = 4,41 \text{ м}^{-2}$.

Магнитное напряжение сердечника полюса $F_m = h_m H_m$, где $H_m = f(B_m)$ по табл. П2.2, А/м; $h_m = 0,25$ м.

Остальные величины, необходимые для завершения расчета характеристик холостого хода и намагничивания, а именно $F_{\delta m}$, F_{z1} , F_z , находят по уравнениям (6.90, 6.91) и таблице, которая им предшествует.

Результаты расчета сведены в табл. 9.2. Последние три строки табл. 9.2, в которых представлены МДС F_{δ} , F_{z1} и F_{z2} , рассчитаны при $F_{\delta} = 14374$ А.

Характеристики холостого хода (полная и частичная) построены на рис. 9.3, частичные характеристики намагничивания — на рис. 9.4.

Индуктивные сопротивления обмоток (§ 6.7). Коэффициент формы поля по продольной оси

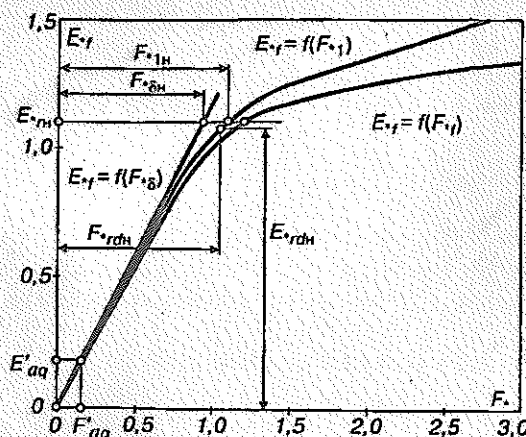


Рис. 9.3. Полная $E_f = f(F_{r1})$ и частичная $E_f = f(F_{r2})$ характеристики холостого хода

$$\times 10^{-7} \cdot 0,425 \cdot 1,06 \cdot 126^2 \cdot 0,94^2 \cdot 0,887 / (3,14 \cdot 1,07 \cdot 0,0193 \cdot 24) = 2,71 \text{ Ом.}$$

В относительных единицах $x_{ad} = x_{ad}(I_N/U_N) = 2,71(1440/6060) = 0,645$.

Индуктивное сопротивление взаимоиндукции обмотки статора по поперечной оси

$$x_{aq} = 4m_f \mu_0 \tau l_1 w_1^2 k_w^2 k_g / (\pi k_s \delta p) = 4 \cdot 3 \cdot 50 \cdot 4 \cdot 3,14 \times 10^{-7} \cdot 0,425 \cdot 1,06 \cdot 126^2 \times 0,94^2 \cdot 0,588 / (3,14 \cdot 1,07 \times 0,0193 \cdot 24) = 1,80 \text{ Ом.}$$

В относительных единицах

$$x_{aq} = x_{aq}(I_N/U_N) = 0,428.$$

Индуктивное сопротивление рассеяния обмотки статора

$$x_s = 4\pi \mu_0 f w_1^2 l_1 \lambda_a / (p q_1) = 4 \cdot 3,14 \cdot 4 \cdot 3,14 \cdot 10^{-7} \times 50 \cdot 126^2 \cdot 1,06 \times 2,96 / (24 \cdot 21/8) = 0,627 \text{ Ом,}$$

$$k_d = k_f k_{ad} = 0,887,$$

где $k_f = 1,05$ — по рис. 6.14; $k_{ad} = 0,845$ — по рис. 6.18 при $k_{za} = 1$; $\delta'_m/\delta' = k'_m = 1,42$; $\delta'/\tau = 0,0477 \approx 0,05$; $\alpha = 0,72$.

Коэффициент формы поля по поперечной оси $k_g = k_f k_{ag} = 0,588$, где $k_{ag} = 0,56$ — по рис. 6.19.

Индуктивное сопротивление взаимоиндукции обмотки статора по продольной оси

$$x_{ad} = 4m_f \mu_0 \tau l_1 w_1^2 k_w^2 k_d / (\pi k_s \delta p) = 4 \cdot 3 \cdot 50 \cdot 4\pi \times$$

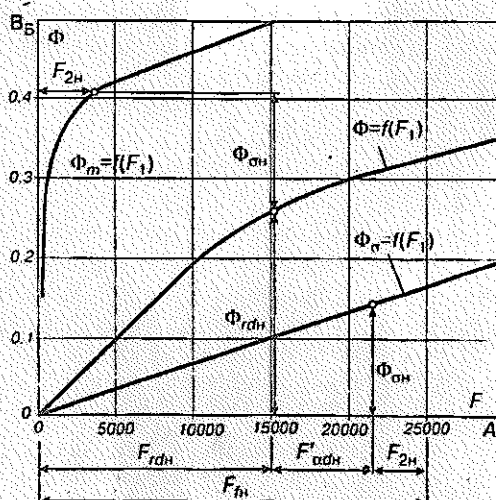


Рис. 9.4. Частичные характеристики намагничивания

где $\lambda_\sigma = \lambda_{\text{нв}} + \lambda_\pi + \lambda_\pi = 2,39 + 0,426 + 0,172 = 2,96$.

Таблица 9.2

k_{za}	1	1,06	1,07	1,12	1,30	1,45
	2	1,01	—	1,15	—	1,62
	3	—	—	—	—	1,54
E_{ef}	0,5	1,0	$k_E=1,097$		1,2	1,3
$U_{нв}$, В	6060					
δ_m/δ'	1,42	1,39	1,36	1,32	1,27	
k_f	1,05	1,06	1,07	1,08	1,09	
k_Φ	1,045	1,047	1,048	1,049	1,051	
B_δ , Тл	0,382	0,758	0,823	0,892	0,958	
F_δ , А	6270	12424	13500	14632	15707	
B_{z1} , Тл	0,837	1,66	1,80	1,95	2,10	
H_{z1} , А/м	205	7350	14700	35000	65000	
$h_{нв}$, м	0,125					
F_{z1} , А	26	919	1838	4375	8125	
B_{z2} , Тл	0,558	1,11	1,20	1,30	1,40	
H_{z2} , А/м	280	703	845	1080	1490	
L_{z2} , м	0,019					
F_{z2} , А	5,0	13	16	21	28	
B_{a1} , Тл	0,620	1,24	1,36	1,49	1,62	
H_{a1} , А/м	118	615	1020	2460	5850	
ζ	0,62	0,47	0,41	0,36	0,30	
F_{a1} , А	17	65	95	200	396	
F_1 , А	6318	13421	15449	19228	24256	
$ \Delta $	1	0,054	0,01	0,031	0,015	0,168
	2	0	—	0,005	—	0,074
	3	—	—	—	—	0
$k_{za}=F_1/F_\delta$	1,01	1,08	1,15	1,31	1,54	
B_m , Тл	0,711	1,45	1,61	1,83	2,08	
H_m , А/м	350	1750	4250	13500	41900	
h_m , м	0,25					
F_m , А	88	438	1063	3376	10475	
$F_{\delta m}$, А	114	515	634	781	956	
F_f , А	6520	14374	17146	23385	35687	
F_2 , А	202	952	1696	4170	11431	
Φ_m , Вб	0,1613	0,328	0,365	0,414	0,472	
Φ , Вб	0,1203	0,241	0,265	0,290	0,315	
Φ_σ , Вб	0,0409	0,0870	0,100	0,125	0,157	
$F_{ef}=F_f/F_{fx}$	0,454	1,0	1,19	1,63	2,48	
$F_{\sigma 1}=F_1/F_{fx}$	0,440	0,934	1,075	1,34	1,69	
$F_{\sigma \delta}=F_\delta/F_{fx}$	0,435	0,864	0,935	1,021	1,095	

Примечания: 1. Приводятся значения k_{ad} , $|\Delta|$ для всех проведенных итераций. 2. Значения всех других величин приводятся только для последней итерации по k_{ad} .

В относительных единицах $x_{\sigma} = x_{\sigma} I_n / U_n = 0,149$.

Коэффициент проводимости пазового рассеяния (см. рис. 9.2)

$$\lambda_{\text{пз}} = (\lambda_n + \lambda_{\tau}) k_{\beta} = (2,31 + 0,3) \cdot 0,915 = 2,39,$$

где

$$\begin{aligned} \lambda_n &= h_1 / (3b_n) + (h_2 + h_4) / b_n = \\ &= 0,102 / (3 \cdot 0,0225) + (0,015 + 0,003) / 0,0225 = 2,31; \\ \lambda_{\tau} &= 0,35\delta / b_n = 0,35 \cdot 0,0193 / 0,0225 = 0,30; k_{\beta} = (1 + 3\beta) / 4 = 0,915; \\ \beta &= y / \tau = 2py / Z_1 = 2 \cdot 24 \cdot 7 / 378 = 0,89; h_1 = 0,102 \text{ м}; \\ h_2 &= 0,015 \text{ м}; h_4 = 0,003 \text{ м по рис. 9.2.} \end{aligned}$$

Коэффициент проводимости лобового рассеяния

$$\begin{aligned} \lambda_n &= (0,15\beta\tau / (q_1 l_1)) (\lambda'_{ad} + \lambda'_{\text{пз}}) = \\ &= (0,15 \cdot 0,89 \cdot 0,425 / (21/8 \cdot 1,06)) (4,34 + 16,5) = 0,426, \end{aligned}$$

где $\lambda'_{ad} = \lambda_{11d} - k_1 \lambda_{21d} = 4,34$; $\lambda_{11d} = 2,5q_1^2 = 17,2$; $k_1 = (2m_1 / \pi) q_1 (k_{w1} k_d / k_f) = 3,99$; $\lambda_{21d} = 1,23q_1 = 3,23$; $\lambda'_{\text{пз}} = 2,4q_1^2 = 16,5$.

Коэффициент проводимости дифференциального рассеяния

$$\begin{aligned} \lambda_d &= \xi t_{z1} k_{\delta} / (12k_{\delta}\delta) = \\ &= 0,945 \cdot 0,0541 \cdot 0,834 / (12 \cdot 1,07 \cdot 0,0193) = 0,172, \end{aligned}$$

где $k_{\alpha} = 2\alpha_{\delta} / (1 + k_g / k_d) = 2 \cdot 0,699 / (1 + 0,588 / 0,887) = 0,834$; $\xi = 2Z_1 k_{\beta} / Z_2 - k_{w1}^2 (Z_1 / Z_2)^2 = 2 \cdot 378 \cdot 0,915 / 378 - 0,94^2 (378 / 378)^2 = 0,945$; $Z_2 = \pi D / t_{z2} = 378$; $\alpha_{\delta} = 0,699$ по (6.68) при $k_{\Phi} = 1,045$ (рис. 6.15).

Индуктивное сопротивление рассеяния обмотки возбуждения по (6.86 и 6.109)

$$\begin{aligned} x_{\sigma f\sigma} &= (2k_{ad} / k_f) (\lambda_{fn} + \lambda_{fp} + \lambda_{fd}) (\delta k_{\delta} / \tau) x_{ad} = \\ &= (2 \cdot 0,845 / 1,05) (1,67 + 3,74 + \\ &+ 0,0935) (0,0193 \cdot 1,07 / 0,425) \cdot 0,645 = 0,328, \end{aligned}$$

где

$$\begin{aligned} \lambda_{fn} &= \frac{k_f}{2k_{ad}} \left(\frac{\tau}{\delta k_{\delta}} \right) \left(\frac{4}{\pi} k_{ad} k_{\Phi} - 1 \right) = \\ &= \frac{1,05}{2 \cdot 0,845} \left(\frac{0,425}{0,0193 \cdot 1,07} \right) \left(\frac{4}{3,14} 0,845 \cdot 1,045 - 1 \right) = 1,67, \end{aligned}$$

$$\lambda_{f\psi} = \lambda_p + \lambda_{\text{мш}}/1,53 = 2,12 + 2,49/1,53 = 3,74;$$

$$\lambda_{f\pi} = \lambda_{\text{мл}}/2,65 = 0,248/2,65 = 0,0935.$$

Индуктивное сопротивление рассеяния демпферной обмотки по продольной оси (в относительных единицах):

а) индуктивное сопротивление рассеяния стержней

$$x_{\bullet pd} = (2k_{ad}/k_f)(\lambda_{ad} + \lambda_{\pi d})(\delta k_s/\tau)x_{\bullet ad} = 0,2,$$

где

$$\lambda_{ad} = \frac{2\pi(\lambda_{x\text{мш}} + \lambda_{x\pi})l_p}{n_c(1-k_{ox})l_1} = \frac{2 \cdot 3,14(1,62 + 0,67) \cdot 1,14}{6(1-0,292) \cdot 1,06} = 3,64;$$

$$\lambda_{\pi d} = \frac{2\pi\lambda_{x\pi}l_p}{n_c(1-k_{ox})l_1} = 0,323;$$

$$k_{ox} = \frac{\sin n_c \alpha_x}{n_c \sin \alpha_x} = 0,292;$$

$$\alpha_x = 180^\circ t_{z2}/\tau = 180^\circ \cdot 0,0541/0,425 = 22,9^\circ;$$

$$\lambda_{x\text{мш}} = 0,62 + h_4/b_{\text{мш}} = 0,62 + 0,003/0,003 = 1,62;$$

$$\lambda_{x\pi} = \frac{1}{\pi} \left(1 + \ln \frac{\delta}{2b_{\text{мш}}} \right) = 0,67; \quad \lambda_{x\pi} = t_{z2}/(12\delta k_s) = 0,218;$$

б) индуктивное сопротивление рассеяния короткозамыкающих колец (лобовых частей) демпферной обмотки

$$x_{\bullet \pi d} = (2k_{ad}/k_f)\lambda_{\pi d}(\delta k_s/\tau)x_{\bullet ad} = 0,0052,$$

где $\lambda_{\pi d} = 0,18\tau/[(1-k_{ox})l_1] = 0,103;$

в) индуктивное сопротивление рассеяния демпферной обмотки

$$x_{\bullet xad} = x_{\bullet pd} + x_{\bullet \pi d} = 0,205.$$

Индуктивное сопротивление рассеяния демпферной обмотки по поперечной оси:

а) индуктивное сопротивление рассеяния стержней демпферной обмотки

$$x_{\bullet pq} = 0,75x_{\bullet pd} = 0,15;$$

б) индуктивное сопротивление рассеяния короткозамыкающих колец

$$x_{\bullet \pi q} = 1,5x_{\bullet \pi d} = 0,0078;$$

в) индуктивное сопротивление рассеяния демпферной обмотки

$$X_{*sq} = X_{*pq} + X_{*lq} = 0,158.$$

Индуктивное сопротивление нулевой последовательности

$$X_{*0} = \frac{\pi^2}{k_{w1}^2 k_d} \left(\frac{(\lambda_{\pi 0} + \lambda_{\pi 0} + \lambda_{\pi 0})}{m_1 q_1} \right) \left(\frac{\delta k_\delta}{\tau} \right) X_{*ad} = 0,108,$$

где

$$\lambda_{\pi 0} = \lambda_{\pi 0} k_{\beta 0} / k_\beta = 1,74; \quad k_{\beta 0} = 3\beta - 2 = 0,67;$$

$$\lambda_{\pi 0} = k_{\pi 0} \frac{\sqrt{2k_{\beta 0} k_{\beta 1}^2 m_1 q_1}}{2\pi^2} \left(\frac{\tau}{\delta k_\delta} \right) \left[\frac{1}{(3q_1)^2} + 0,13k_{\beta 0} - 0,11k_{\beta 0}^2 + 0,037 \right] = 0,325;$$

$$\lambda_{\pi 0} = 0,087\beta\tau q_1 / l_1 = 0,0815; \quad k_{\pi 0} = 0,5.$$

Расчет МДС возбуждения при нагрузке производят по алгоритму, изложенному в § 6.8. Результаты расчета МДС возбуждения при различных нагрузках ($U_* = 1; I_* = 0; 0,25; 0,5; 0,75; 1,0; \varphi = \varphi_n = \arccos(0,8) = 0,643$ рад) сведены в табл. 9.3.

Таблица 9.3

I_*	0	0,25	0,5	0,75	1,0
E_{*r}	1	1,022	1,046	1,07	1,096
ξ_d	—	0,97	0,965	0,963	0,96
ξ_q	—	0,777	0,765	0,72	0,71
k_{qd}	—	0,0027	0,0028	0,0030	0,0031
E_{*rd}	1	1,021	1,040	1,06	1,08
F_{rd}, A	13 420	13 895	14 134	14 661	15 212
$\Phi_{rd}, B6$	0,241	0,248	0,251	0,257	0,264
F_{ad}, A	0	1415	3026	4788	6570
F_{1f}, A	13 420	15 310	17 160	19 449	21 784
$\Phi_a, B6$	0,087	0,100	0,113	0,127	0,142
$\Phi_m, B6$	0,328	0,348	0,363	0,385	0,406
F_2, A	952	1250	1666	2416	3583
F_f, A	14 374	16 560	18 826	21 865	25 367
F_{*f}	1	1,15	1,31	1,52	1,76

Ниже подробно изложен расчет МДС возбуждения при номинальной нагрузке ($U_* = 1; I_* = 1; \varphi = \varphi_n = 0,643$ рад).

1. ЭДС от результирующего поля взаимной индукции

$$E_{rn} = \sqrt{U_e^2 + I \cdot x_{\sigma} (2U \cdot \sin \varphi_n + I \cdot x_{\sigma})} = 1,096,$$

где $x_{\sigma} = 0,149$.

Угол между током I и ЭДС E_{rn}

$$\alpha = \arcsin ((U \cdot \sin \varphi_n + x_{\sigma} I) / E_{rn}) = 0,752 \text{ рад.}$$

2. По рис. 9.3 для найденного E_{rn} находим $F_{1n} = 1,075$;

$$F_{2n} = 0,935 \text{ и } k_{2n} = F_{1n} / F_{2n} = 1,15.$$

3. По рис. 6.23 для найденного k_{2n} и $\delta'_m / \delta' = k'_m = 1,42$ находим $\xi_d = 0,96$; $\xi_q = 0,71$; $k_{qd} = 0,0031$ и $k'_{qd} = k_{qd} \tau / \delta' = 0,0639$, где $\tau / \delta' = 20,6$. По рис. 6.18 определяем $k_{ad} = 0,845$ (см. ранее).

4. Модуль вектора OQ

$$OQ = \sqrt{U_e^2 + I \cdot x_{qn} (2U \cdot \sin \varphi_n + I \cdot x_{qn})} = 1,32.$$

Угол между вектором OQ и током I

$$\beta = \arcsin ((U \cdot \sin \varphi_n + I \cdot x_{qn}) / OQ) = 0,924,$$

где $x_{qn} = x_{\sigma} + x_{\sigma qn} = 0,453$; $x_{\sigma qn} = \xi_q x_{\sigma} = 0,304$.

5. Проекция ЭДС E_r на ось q

$$E_{rdn} = E_{rn} \cos (\beta - \alpha) = 1,08.$$

6. По характеристике $E_r = f(F_r)$ на рис. 9.3 находим МДС $F_{rdn} = 1,058$, соответствующую найденному E_{rdn} . И затем ту же МДС в абсолютных единицах: $F_{rdn} = F_{rdn} F_{fx} = 15212 \text{ А}$, где $F_{fx} = 14374 \text{ А}$ — базисное значение МДС возбуждения по табл. 9.2.

7. По характеристике $\Phi = f(F_1)$ на рис. 9.4 определяем магнитный поток взаимной индукции $\Phi_{rdn} = 0,264 \text{ Вб}$, соответствующий МДС F_{rdn} .

8. По (6.124) рассчитываем МДС F'_{adn} , эквивалентную в отношении влияния якоря на продольное поле

$$F'_{adn} = \xi_d k_{ad} F_{dn} + k'_{qd} |F_{qn}| = 6570 \text{ А},$$

где

$$F_{dn} = F_{an} I \cdot \sin \beta = 7642 \text{ А}; F_{qn} = F_{an} I \cdot \cos \beta = 5808 \text{ А};$$

$$F_{an} = (\sqrt{2/\pi}) m_1 I_n w_1 k_{w1} / p = 9600 \text{ А}; I_n = 1440 \text{ А};$$

$$w_1 = 126; k_{w1} = 0,94; p = 24.$$

9. Магнитное напряжение между полюсными наконечниками соседних полюсов

$$F_{1fz} = F_{rdz} + F'_{adz} = 21\,782 \text{ А.}$$

10. По характеристике $\Phi_m = f(F_1)$ на рис. 9.4 определяем поток $\Phi_m = 0,142 \text{ Вб}$, соответствующий F_{1f} .

11. По потоку в сердечнике полюса

$$\Phi_{mz} = \Phi_{rdz} + \Phi_m = 0,406 \text{ Вб}$$

с помощью характеристики $\Phi_m = f(F_2)$ на рис. 9.4 определяем магнитное напряжение $F_{2z} = 3583 \text{ А}$.

12. МДС возбуждения при номинальной нагрузке

$$F_{fz} = F_{1fz} + F_{2z} = 25\,367 \text{ А.}$$

Та же МДС в относительных единицах,

$$F_{fz} = F_{fz}/F_{fz} = 1,76,$$

мало отличается от ориентировочного значения этой МДС, определенного при выборе ширины сердечника полюса b_m .

Индукции в участках магнитной цепи при номинальной нагрузке находят в пределах, указанных в табл. 6.7:

$$B_{\delta z} = c_2 \Phi_{mz} / \alpha_\delta = 0,84 \text{ Тл};$$

где

$$\alpha_\delta = (2/\pi) k_\phi k_f = 0,708;$$

$$k_\phi = 1,048; k_f = 1,07 \text{ по рис. 6.15 и 6.14 при } k_{za} = 1,15;$$

$$k'_m = \delta_m k_{\delta m} / \delta k_\delta = 1,42; \alpha = 0,72; \delta'/\tau \approx 0,05;$$

$$\delta'_m / \delta' = (k'_m + k_{za} - 1) / k_{za} = 1,36; \Phi_{rz} = \Phi_{rdz} E_{rz} / E_{rdz} = 0,268 \text{ Вб}; c_2 = 2,22 \text{ м}^{-2}; B_{z1z} = c_3 B_{\delta z} = 1,84 \text{ Тл},$$

где

$$c_3 = 2,19; B_{z2z} = c_5 B_{\delta z} = 1,22 \text{ Тл},$$

где

$$c_5 = 1,46; B_{a1z} = c_4 \Phi_{mz} = 1,38 \text{ Тл},$$

где

$$c_4 = 5,15 \text{ м}^{-2}; B_{mz} = c_8 \Phi_{mz} = 1,79 \text{ Тл},$$

где

$$c_8 = 4,41 \text{ м}^{-2}; \Phi_{mz} = 0,406 \text{ Вб}.$$

Выбор размеров и основных параметров обмотки возбуждения (§ 6.9). Средняя длина полувитка обмотки возбуждения (предварительно)

$$l_f = b_m + l_m + 0,07\tau + \pi(\delta_n + \delta_x) = 1,35 \text{ м},$$

где $\delta_n = 0,003 \text{ м}$ по табл. 6.8; $\delta_x = 0$.

Плотность тока в обмотке возбуждения

$$\Delta_f = \frac{\alpha_f \theta_f' k_x h_m'}{\rho_l F_{fz}} = 2,01 \cdot 10^6 \text{ А/м}^2,$$

где коэффициент теплоотдачи $\alpha_f = 85,1 \text{ Вт/(м}^2 \cdot ^\circ\text{С)}$; превышение температуры обмотки возбуждения $\theta_f' = 75^\circ\text{С}$; коэффициент заполнения высоты катушки $k_x = 0,95$; высота катушки $h_m' = h_m - \delta_h = 0,25 - 0,046 = 0,204 \text{ м}$ (здесь $\delta_h = 2\delta_{ш} + 0,04h_m + 0,006 = 46 \text{ мм}$ по табл. 6.8 при $\delta_{ш} = 0,014 \text{ м}$); удельное сопротивление меди обмотки $\rho_l = 0,0242 \cdot 10^{-6} \text{ Ом} \cdot \text{м}$ при превышении температуры 75°С .

Ширина провода (предварительно)

$$b_f = \frac{\rho_l}{\alpha_f \theta_f'} \left(\frac{F_{fz}}{k_x h_m'} \right)^2 = 0,0650 \text{ м}.$$

По табл. П1.3 принимаем $b_f = 0,06 \text{ м}$.

Наименьшее расстояние между соседними полюсами

$$x = (D - 2\delta - 2h_p - 2h_m) \operatorname{tg}(\pi/2p) - b_m' - 2b_f = 0,0313 \text{ м},$$

где $b_m' = b_m + 2\delta_n = 0,231 \text{ м}$ удовлетворяет условию

$$x = 0,0313 \text{ м} \geq 0,01l_1\tau/h_m + 0,012 = 0,030 \text{ м}.$$

Минимально допустимая высота провода

$$a_{f\min} = b_f/16 = 0,00406 \text{ м}.$$

Максимально допустимая высота провода

$$a_{f\max} = b_f/6 = 0,010 \text{ м}.$$

По табл. П1.3 выбираем нормализованную высоту провода $a_s = 0,006 \text{ м}$, которая находится в найденных пределах

$$a_{f\max} > a_f = 0,006 \text{ м} > a_{f\min}.$$

Сечение провода (окончательно)

$$s_f = a_f b_f = 3,6 \cdot 10^{-4} \text{ м}^2.$$

Превышение температуры по (6.130) при выбранных размерах

$$\theta_f = \frac{\rho_t}{\alpha_f b_f} \left(\frac{F_{fn}}{k_x h'_m} \right)^2 = 81,2^\circ \text{C}.$$

Плотность тока по (6.129) при выбранных размерах

$$\Delta_f = \alpha_f \theta_f' k_x h'_m / (\rho_t F_{fn}) = 2,18 \cdot 10^6 \text{ A/m}^2.$$

Номинальный ток возбуждения (предварительно)

$$I_{fn} = \Delta_f S_f = 783 \text{ A}.$$

Число витков в катушке возбуждения

$$w_f = F_{fn} / I_{fn} = 32,39, \text{ принимаем } w_f = 32.$$

Уточняем номинальный ток возбуждения

$$I_{fn} = F_{fn} / w_f = 793 \text{ A}.$$

Разрез полюса показан на рис. 9.5.

Сопротивление обмотки при $t = 130^\circ \text{C}$

$$r_{f130} = 4 \rho_{130} p w_f l_f / S_f = 0,290 \text{ Ом},$$

где $\rho_{130} = 0,0252 \cdot 10^{-6} \text{ Ом} \cdot \text{м}$.

Сопротивление при $t = 15^\circ \text{C}$

$$r_{f15} = r_{f130} / 1,46 = 0,199 \text{ Ом}.$$

Ток возбуждения при холостом ходе и номинальном напряжении

$$I_{fx} = F_{fx} / w_f = 449 \text{ A}.$$

Напряжение на кольцах обмотки возбуждения при номинальной нагрузке и $t = 130^\circ \text{C}$

$$U'_{fn} = r_{f130} I_{fn} = 230 \text{ В}.$$

Напряжение на кольцах обмотки возбуждения при холостом ходе в холодном гидрогенераторе ($t = 15^\circ \text{C}$)

$$U'_{fx} = r_{f15} I_{fx} = 89,4 \text{ В}.$$

Номинальное напряжение возбудителя

$$U_{fn} = 1,15 U'_{fn} = 264 \text{ В}.$$

Омическое сопротивление обмотки возбуждения при $t=75^{\circ}\text{C}$

$$r_f = 0,82 r_{f130} = 0,238 \text{ Ом.}$$

В относительных единицах

$$r_{*f} = \frac{8\rho_{75} l_f}{(2s_f w_f) l_1} \cdot \frac{k_{ad} k_{\delta}}{\mu_0 k_f \tau} \cdot \frac{x_{*ad}}{\omega} =$$

$$= \frac{8 \cdot 0,0214 \cdot 10^{-6} \cdot 1,35}{(2 \cdot 3,6 \cdot 10^{-4} \cdot 32) \cdot 1,06} \cdot \frac{0,845 \cdot 1,07 \cdot 0,0193}{4 \cdot 3,14 \cdot 10^{-7} \cdot 1,05 \cdot 0,425} \cdot \frac{0,645}{2 \cdot 3,14 \cdot 50} = 0,000605.$$

Активное сопротивление демпферной обмотки по продольной оси при $t=75^{\circ}\text{C}$:

а) активное сопротивление стержней

$$r_{*pd} = \frac{\pi^2 \rho_{75} l_c}{(1 - k_{\text{ок}}) n_c s_c l_1} \cdot \frac{k_{ad} k_{\delta}}{\mu_0 k_f \tau} \cdot \frac{x_{*ad}}{\omega} =$$

$$= \frac{3,14^2 \cdot 0,0214 \cdot 10^{-6} \cdot 1,14}{(1 - 0,292) \cdot 6 \cdot 200 \cdot 10^{-6} \cdot 1,06} \cdot \frac{0,845 \cdot 1,07 \cdot 0,0193}{4 \cdot 3,14 \cdot 10^{-7} \cdot 1,05 \cdot 0,425} \cdot \frac{0,645}{2 \cdot 3,14 \cdot 50} = 0,0171;$$

б) активное сопротивление короткозамыкающих колец

$$r_{*nd} = \frac{0,217 \pi^2 \rho_{75} n_c l_{z2}}{(1 - k_{\text{ок}}) s_{\pi} l_1} \cdot \frac{k_{ad} k_{\delta}}{\mu_0 k_f \tau} \cdot \frac{x_{*ad}}{\omega} =$$

$$= \frac{0,217 \cdot 3,14^2 \cdot 0,0214 \cdot 10^{-6} \cdot 6 \cdot 0,0541}{(1 - 0,292) \cdot 600 \cdot 10^{-6} \cdot 1,06} \cdot \frac{0,845 \cdot 1,07 \cdot 0,0193}{4 \cdot 3,14 \cdot 10^{-7} \cdot 1,05 \cdot 0,425} \cdot \frac{0,645}{2 \cdot 3,14 \cdot 50} =$$

$$= 0,0021;$$

в) активное сопротивление демпферной обмотки

$$r_{*xd} = r_{*pd} + r_{*nd} = 0,0171 + 0,0021 = 0,0192.$$

Активное сопротивление демпферной обмотки по поперечной оси:

а) активное сопротивление стержней демпферной обмотки

$$r_{*pq} = 0,75 r_{*pd} = 0,0128;$$

б) активное сопротивление короткозамыкающих колец

$$r_{*nq} = 1,5 r_{*nd} = 1,5 \cdot 0,0021 = 0,00315;$$

в) активное сопротивление демпферной обмотки

$$r_{*xq} = r_{*pq} + r_{*nq} = 0,0128 + 0,00315 = 0,0160.$$

Постоянные времени и индуктивные сопротивления обмоток синхронной машины при разомкнутых других обмотках. Индуктивное сопротивление обмотки якоря по продольной оси при разомкнутых обмотках ротора

$$x_{\sigma d} = x_{\sigma} + x_{ad} = 0,149 + 0,645 = 0,794.$$

Индуктивное сопротивление обмотки якоря по поперечной оси при разомкнутых обмотках ротора

$$x_{\sigma q} = x_{\sigma} + x_{aq} = 0,149 + 0,428 = 0,577.$$

Индуктивное сопротивление и постоянная времени обмотки возбуждения при разомкнутых других обмотках

$$x_{\sigma f} = x_{\sigma f\sigma} + x_{ad} = 0,328 + 0,645 = 0,973;$$

$$T_f = x_{\sigma f} / (\omega r_{\sigma f}) = 5,12 \text{ с.}$$

Индуктивное сопротивление и постоянная времени демпферной обмотки по продольной оси при разомкнутых других обмотках

$$x_{\sigma kd} = x_{\sigma kd\sigma} + x_{ad} = 0,205 + 0,645 = 0,850;$$

$$T_{kd} = x_{\sigma kd} / (\omega r_{\sigma kd}) = 0,141 \text{ с.}$$

Индуктивное сопротивление и постоянная времени демпферной обмотки по поперечной оси при разомкнутых других обмотках

$$x_{\sigma kq} = x_{\sigma kq\sigma} + x_{aq} = 0,158 + 0,428 = 0,586;$$

$$T_{kq} = x_{\sigma kq} / (\omega r_{\sigma kq}) = 0,117 \text{ с.}$$

Параметры и постоянные времени, характеризующие переходные процессы. Сверхпереходное индуктивное сопротивление обмотки якоря по продольной оси

$$x''_d = x_{\sigma} + (1/x_{ad} + 1/x_{\sigma f\sigma} + 1/x_{\sigma kd})^{-1} = 0,255.$$

Сверхпереходное индуктивное сопротивление обмотки якоря по поперечной оси

$$x''_q = x_{\sigma} + (1/x_{aq} + 1/x_{\sigma kq})^{-1} = 0,264.$$

Постоянная времени затухания апериодической составляющей тока якоря

$$T_a = x_{\sigma} k_{\sigma} / (\omega r_{\sigma a}) = 0,182 \text{ с,}$$

где $k_r=1,069$ и $r_{ra}=0,00510$ — см. расчет активных сопротивлений.

Параметры несимметричных режимов работы синхронной машины. Индуктивное сопротивление для токов нулевой последовательности $x_0=0,108$ (см. ранее).

Индуктивное сопротивление для токов обратной последовательности

$$x_2=(x''_d+x''_q)/2=0,259.$$

Массы активных и конструктивных частей. Нагрузка на подшипник и подшипники (§ 6.11). Масса зубцов сердечника статора

$$G_z=g_z l_z k_z h_z b_{z1/2} Z_1 = 7800 \cdot 0,87 \cdot 0,93 \cdot 0,125 \cdot 0,0326 \cdot 378 = 9721 \text{ кг},$$

где

$$b_{z1/2} = \pi (D + h_n) / Z_1 - b_n = 3,14 (6,5 + 0,125) / 378 - 0,0225 = 0,0326 \text{ м}.$$

Масса ярма сердечника статора

$$G_a = g_a l_a k_a \pi (D_a - h_n) h_a =$$

$$= 7800 \cdot 0,87 \cdot 0,93 \cdot 3,14 (6,99 - 0,12) \cdot 0,12 = 16344 \text{ кг}.$$

Масса проводов обмотки статора

$$G_{м1} = g_{м1} s_{м1} l_{ср} Z_1 = 8900 \cdot 516 \cdot 10^{-6} \cdot 2 \cdot 1,825 \cdot 378 = 6336 \text{ кг}.$$

Масса проводов обмотки возбуждения

$$G_{мf} = g_{мf} s_{ф} (4 p l_f w_f) = 8900 \cdot 3,6 \cdot 10^{-4} (4 \cdot 24 \cdot 1,35 \cdot 32) = 13288 \text{ кг}.$$

Масса стержней демпферной обмотки

$$G_c = g_{мc} s_c (2 p n_c l_c) = 8900 \cdot 203 \cdot 10^{-6} (2 \cdot 24 \cdot 6 \cdot 1,14) = 584 \text{ кг}.$$

Масса короткозамыкающих колец демпферной обмотки

$$G_x = 2 g_{мx} s_x \pi (D - 2\delta - h_x) =$$

$$= 2 \cdot 8900 \cdot 600 \cdot 10^{-6} \cdot 3,14 (6,5 - 2 \cdot 0,0193 - 0,05) = 215 \text{ кг}.$$

Масса стали полюсов

$$G_m = 2 p g_c l'_m k_{mc} (h_m b_m + 0,8 h_p b_p) =$$

$$= 2 \cdot 24 \cdot 7800 \cdot 1,0612 \cdot 0,95 (0,25 \cdot 0,225 + 0,8 \cdot 0,0414 \cdot 0,306) = 25055 \text{ кг}.$$

Масса обода ротора

$$G_0 = (\pi g_c / 4) l_{a2} [D_{a2}^2 - (D'_{a2})^2] k_0 =$$

$$= (3,14 \cdot 7800/4) 1,32 [5,88^2 - 5,03^2] 0,9 = 67457 \text{ кг.}$$

Масса ротора (с учетом массы вала и других вращающихся частей)

$$G_p = 1,35(G_0 + G_m + G_{mf} + G_c + G_x) = 143391 \text{ кг.}$$

Нагрузка на подпятник при поворотно-лопастной турбине

$$N_n = k_p G_p g = 5,27 \cdot 10^6 \text{ Н,}$$

где $g = 9,81 \text{ м/с}^2$; $k_p = 3,5$.

Расчет потерь и коэффициента полезного действия (§ 6.12). Магнитные потери в сердечнике статора

$$P_m = k_{da} p_a G_a + k_{dz} p_z G_z = 117000 \text{ Вт,}$$

где $p_a = p_{1/50} B_{a1}^2 (f/50)^{1,3} = 2,3 \text{ Вт/кг}$, $k_{da} = 1,3$; $k_{dz} = 1,7$; $p_{1/50} = 1,5 \text{ Вт/кг}$ для стали 1512 толщиной 0,5 мм; $p_z = p_{1/50} B_{z1}^2 (f/50)^{1,3} = 4,13 \text{ Вт/кг}$; $B_{a1} = 1,24 \text{ Тл}$; $B_{z1} = 1,66 \text{ Тл}$ по табл. 9.2 при $E_r = 1,0$.

Добавочные потери на поверхности полюсных наконечников при холостом ходе

$$\begin{aligned} P_{p0} &= 2\pi r l_1 k_A (Z_1 \Omega)^{1,5} (B_0 t_{z1})^2 = \\ &= 2 \cdot 24 \cdot 0,72 \cdot 0,425 \cdot 0,0541 \cdot 195 (378 \cdot 13,1)^{1,5} \cdot (0,0651 \cdot 0,0541)^2 = \\ &= 13297 \text{ Вт,} \end{aligned}$$

где $B_0 = B_\delta (k_{\delta 1} - 1) = 0,0651 \text{ Тл}$; $\Omega = 2\pi n_n = 13,1 \text{ рад/с}$; $B_\delta = B_{\delta a}/k_E = 0,84/1,096 = 0,766 \text{ Тл}$; $k_{\delta 1} = 1,085$; $k_A = 195$ — для полюсов из листов толщиной 1,5 мм.

Потери в стали при холостом ходе

$$P_{m0} = P_m + P_{p0} = 130416 \text{ Вт.}$$

Потери короткого замыкания (при $f = 50 \text{ Гц}$). Основные электрические потери в обмотке статора при $t = 75^\circ\text{C}$

$$P_s = 3 (r_a/k_r) I_n^2 = 3 (0,0204/1,069) \cdot 1440^2 = 118700 \text{ Вт.}$$

Добавочные потери в обмотке статора

$$P_{s,л} = (k_r - 1) P_s = 8190 \text{ Вт.}$$

Добавочные потери в зубцах статора от третьей гармонической составляющей поля при коротком замыкании

$$P_{\Sigma 3} = 10,7 p_{1/50} B_3^{5/4} G_2 = 40\,200 \text{ Вт.}$$

Индукция в зубцах от третьей гармонической составляющей поля

$$B_3 = B_{21} (A_{3m} x_{ad} + 1,27 A_{3d} x_{ad}) = 0,338 \text{ Тл;}$$

где по кривым рис. 6.29 и 6.30

$$A_{3m} = B_2 B_1 - 0,7 = 0,155; A_{3d} = A_1 A_2 = 0,0985;$$

$$B_2 = 1,9; B_1 = 0,45; A_1 = 0,48; A_2 = 0,205.$$

Добавочные потери на поверхности полюсных наконечников от зубчатости статора при коротком замыкании

$$P_{\Sigma} = 0,2 \{2 p x_{ad} / [Z_1 (k_{\delta 1} - 1)]\}^2 P_{\rho 0} = \\ = 0,2 (2 \cdot 24 \cdot 0,645 / [378 (1,085 - 1)])^2 \cdot 13\,297 = 2470 \text{ Вт.}$$

Добавочные потери на поверхности полюсного наконечника от высших гармонических составляющих МДС статора при коротком замыкании

$$P'_{\Sigma} = (2,1 \sqrt[3]{q_1}) [k' x_{ad} / (k_{\delta 1} - 1)]^2 P_{\rho 0} = 3550 \text{ Вт,}$$

где $k' = 0,055$ — по таблице § 6.12.

Сумма добавочных потерь при коротком замыкании

$$P_{\Sigma \Delta} = P_{\Sigma \Delta} + P_{\Sigma 3} + P_{\Sigma} + P'_{\Sigma} = 54\,400 \text{ Вт.}$$

Полные потери при коротком замыкании и номинальном токе статора

$$P_{\Sigma \Delta} = P_{\Sigma} + P_{\Sigma \Delta} = 118\,713 + 54\,421 = 173\,134 \text{ Вт.}$$

Потери на возбуждение

$$P_{f\Phi} = r_f I_{f\Phi}^2 / \eta_f = 176\,000 \text{ Вт.}$$

Механические потери. 1. Вентиляционные потери

$$P_v = k_Q H Q = k_v Q = 57\,500 \text{ Вт,}$$

где $k_v = k_Q g_0 v^2 = 3090$; $k_Q = 1,4$; $g_0 = 1,22 \text{ кг/м}^3$; $v = 2 f \tau = 42,5 \text{ м/с}$;
 $Q = (\eta_f P_{f\Phi} + P_p + P_{Cu} + P_{Fe}) / (c_v \theta_r - k_v) = 18,6 \text{ м}^3/\text{с}$; $P_p = P_{\rho 0} + P_{\Sigma} + P'_{\Sigma} =$
 $= 19\,300 \text{ Вт}$; $\eta_f = 0,85$; $P_{Cu} = P_{\Sigma} + P_{\Sigma \Delta} = 127\,000 \text{ Вт}$; $P_{Fe} = P_{\Sigma} + P_{\Sigma \Delta} =$
 $= 157\,000 \text{ Вт}$; $c_v = 1100 \text{ Дж/(м}^3 \cdot ^\circ\text{C)}$; $\theta_r = 25 ^\circ\text{C}$.

2. Потери на трение в подшипниках (подпятнике и направляющем подшипнике)

$$P_n = k_N \sqrt{N_n^3 \Omega^3} = 83\,200 \text{ Вт},$$

где $k_N = 1,45 \cdot 10^{-7}$ — для зонтичного исполнения ГГ, $\Omega = 13,1$ рад/с.

3. Суммарные механические потери

$$P_r \approx P_n + 0,5P_n = 99\,100 \text{ Вт}.$$

Потери и КПД при номинальной нагрузке

$$\begin{aligned} \Sigma P &= P_{\text{мд}} + P_{\text{хл}} + P_{f_n} + P_r = \\ &= 579\,000 \text{ Вт}; \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \eta &= 1 - \Sigma P / (S_n \cos \varphi_n + \Sigma P) = \\ &= 0,9731. \end{aligned}$$

Потери и КПД при частичных нагрузках. Результаты расчета потерь и КПД при частичных нагрузках сведены в табл. 9.4. Характеристика КПД и регулировочная характеристика представлены на рис. 9.6.

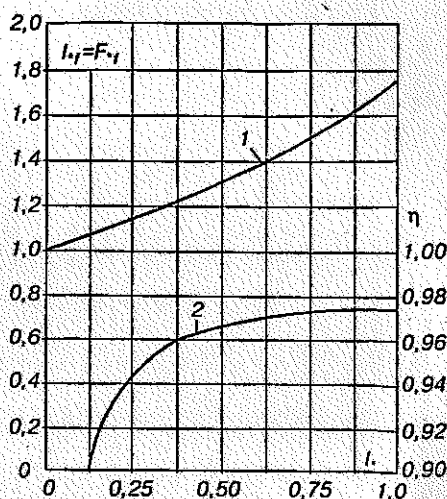


Рис. 9.6. Регулировочная характеристика (1 — $I_0 = F_0, f = f(I_0)$) и характеристика КПД (2 — $\eta = f(I_0)$)

Таблица 9.4

I_0	0	0,25	0,50	0,75	1,0
$F_f, \text{кА}$	14,4	16,6	18,8	21,9	25,4
$P_x = P_{\text{мд}} I_0^2, \text{кВт}$	0	10,8	43,3	97,3	173
$P_f = P_{f_n} (F_f / F_{f_n})^2, \text{кВт}$	56,5	75,0	97,0	130	176
$\Sigma P, \text{кВт}$	286	315	370	458	579
$P = S_n I_0 \cos \varphi_n, \text{МВт}$	0	5,24	10,5	15,7	21,0
$\Sigma \cdot P = \Sigma P / (P + \Sigma P)$	1	0,0567	0,0341	0,0283	0,0269
$\eta = 1 - \Sigma \cdot P$	0	0,943	0,966	0,972	0,973

§ 9.2. РАСЧЕТЫ МЕХАНИЧЕСКОЙ ПРОЧНОСТИ И ЖЕСТКОСТИ ОТДЕЛЬНЫХ УЗЛОВ И ДЕТАЛЕЙ

Расчет крепления полюсов (§ 7.1). Средний радиус центра тяжести полюса

$$\rho_{mf} = H + 0,5h_{mp} = 2,94 + 0,5 \cdot 0,2914 = 3,086 \text{ м},$$

где $H = D_{ad}/2 = 5,88/2 = 2,94 \text{ м}$; $h_{mp} = h_m + h_p = 0,25 + 0,0414 = 0,2914 \text{ м}$.

Масса катушки на 1 м длины полюса

$$G'_{mf} = 2 \cdot 1,05 g_m s_f w_f = 2 \cdot 1,05 \cdot 8900 \cdot 3,6 \cdot 10^{-4} \cdot 32 = 210,4 \text{ кг/м}.$$

Масса стали полюсов на 1 м длины сердечника полюса

$$G'_m = G_m / (2pl'_m) = 25\,055 / (2 \cdot 24 \cdot 1,06) = 491,9 \text{ кг/м}.$$

Масса демпферных стержней полюса на 1 м длины

$$G'_c = G_c / (2pl'_c) = 584 / (2 \cdot 24 \cdot 1,14) = 10,7 \text{ кг/м}.$$

Центробежная сила на 1 м полюса при угловой частоте вращения

$$C' = (G'_{mf}/m) \rho_{mf} \Omega_{yr}^2 = (713/1) \cdot 3,086 \cdot 29,26^2 = 1883,8 \text{ кН/м},$$

где $G'_{mf} = G'_{mf} + G'_m + G'_c = 713 \text{ кг/м}$; $\Omega_{yr} = 2\pi n_{yr} = 29,26 \text{ рад/с}$; $n_{yr} = k_{yr} n_k = 2,24 \cdot 125/60 = 4,66 \text{ 1/с}$.

По табл. 7.1 выбираем один хвост № 4 ($m=1$).

Расчет межполюсных распорок (§ 7.2). Наибольшее растягивающее напряжение в меди катушки

$$\begin{aligned} \sigma_{r\max} &= G''_{mf} \Omega_{yr}^2 R [(L+2R)^2 / (2a_s b_s^2)] k' = \\ &= 7,5 \cdot 29,26^2 \cdot 0,144 \cdot [(0,9324 + 2 \cdot 0,144)^2 / (2 \cdot 0,006 \cdot 0,06^2)] \cdot 0,88 = \\ &= 26 \text{ МПа}, \end{aligned}$$

где $G''_{mf} = G'_{mf} / w_f = 210,4/32 = 7,5 \text{ кг/м}$; прямолинейная часть витка $L = l_m - 2\delta_0 = 0,9324 \text{ м}$, $\delta_0 = 0,15b_m = 0,0338 \text{ м}$; средний радиус закругления витка

$$R = (b'_m + b_s)/2 = (0,231 + 0,06)/2 = 0,144 \text{ м},$$

где $k' = 0,88$ — по кривой (см. рис. 7.7) для $R/L = 0,1543$.

Так как $\sigma_{r\max} < 50 \text{ МПа}$, то межполюсные распорки можно не ставить.

Расчет кромки полюсного наконечника (§ 7.3). Центробежная сила одной стороны катушки на единицу длины

$$C_f' = 0,5 G_{mf}' \rho_f \Omega_{yt}^2 = 278 \text{ кН/м},$$

где $\rho_f \approx \rho_{mf} = 3,086 \text{ м}$.

Момент от центробежной силы катушки обмотки возбуждения на единицу длины

$$M_{uf} = C_f' b_f = 278 \cdot 10^3 \cdot 0,03 = 7,99 \cdot 10^3 \text{ Н} \cdot \text{м/м}.$$

Изгибающий момент от центробежной силы C_{xp}' , созданной массой кромки на единицу длины,

$$M_{xp} = C_{xp}' b_{xp} = 316 \text{ Н} \cdot \text{м/м},$$

где $b_{xp} = 0,02 \text{ м}$ (см. рис. 7.8, б),

$$C_{xp}' = 0,5 G_{xp}' \rho_{xp} \Omega_{yt}^2 = 15,8 \cdot 10^3 \text{ Н/м},$$

ρ_{xp} — расстояние от оси вращения до центра тяжести кромки полюса:

$$\rho_{xp} \approx 0,5 D_{az} + h_m + h_p/3 = 0,5 \cdot 5,88 + 0,25 + 0,03/3 = 3,2 \text{ м}.$$

G_{xp}' — масса на 1 м кромки полюса, кг/м:

$$G_{xp}' = G_{xp}/(2pl_m) = 588/(2 \cdot 24 \cdot 1,077) = 11,54 \text{ кг/м};$$

$$G_{xp} = 2pgcl_mk_{ms} s_{xp} = 2 \cdot 24 \cdot 7800 \cdot 1,06 \cdot 0,95 \times \\ \times 0,156 \cdot 10^{-2} = 588 \text{ кг};$$

s_{xp} — площадь двух кромок полюсов (рис. 9.5):

$$s_{xp} \approx (BE + A'F)h_p = 0,156 \cdot 10^{-2} \text{ м}^2;$$

$BE = 0,012 \text{ м}$, $A'F = 0,04 \text{ м}$ — по рис. 9.5.

Результирующий изгибающий момент

$$M_{\Sigma} = M_{uf} + M_{xp} = 8306 \text{ Н} \cdot \text{м/м}.$$

Напряжение в кромке полюса от изгиба при угонной скорости

$$\sigma_{xp} = 6M_{\Sigma}/h_x^2 = 63,6 \text{ МПа},$$

где $h_x = A'A'' = 0,028 \text{ м}$ (см. рис. 9.5).

Напряжение σ_{xp} меньше $\sigma_{\text{н.доп}}$, равного 100 МПа при толщине листов 1,5 мм.

Расчет щеки полюса (§ 7.4). Щеку полюса рассчитывают после выбора ее конструкции. Простейшая конструкция щеки показана на рис. 7.9, а, где размеры козырька щеки: $h = 0,026 \text{ м}$; $h_1 = 0,018 \text{ м}$; $b_x = 0,31 \text{ м}$.

Размеры хвоста щеки (рис. 7.1) соответствуют размерам хвоста № 4 полюса: $a=0,032$ м; $b=0,065$ м; $c=0,058$ м; $e=0,032$ м. Толщина (длина) хвоста равна длине щеки $l_{\text{щ}}=0,07$ м.

Масса щеки $G_{\text{щ}}=32$ кг; масса обмотки, удерживаемой козырьком щеки, $G'_{\text{мщ}}=27$ кг. Другие необходимые для расчета размеры берут из чертежа полюса: $k=0,053$ м; $R_2=0,16$ м (см. рис. 7.9, а), $\rho \approx \rho_f=3,086$ м.

Изгибающий момент относительно сечения $I—I$ (см. рис. 7.9, а)

$$M_{\text{н}}=1,05 g_{\text{н}} a_3 w_f B R_2^3 \rho \Omega_{\text{гр}}^2 = 693,8 \text{ Н} \cdot \text{м/м},$$

где $B=0,035$ по кривой (см. рис. 7.9, в) для

$$\cos \alpha = 1 - k/R_2 = 0,669.$$

Момент сопротивления козырька щеки

$$W = b_{\text{н}} h^2 \varphi / 6 = 21 \cdot 10^{-6} \text{ м}^3,$$

где $\varphi=0,6$ по кривой (см. рис. 7.9, з) для $h_1/h=0,7$.

Напряжение изгиба в сечении $I—I$

$$\sigma_{\text{н}} = 1,2 M_{\text{н}} / W = 39,6 \text{ МПа},$$

$\sigma_{\text{н}}$ — меньше допустимого $\sigma_{\text{н, доп}}$, равного 120 МПа для Ст3.

Расчет обода ротора (§ 7.5). Обод ротора выполнен из стальных (Ст3) сегментов толщиной $\Delta_c=0,004$ м. Длина обода $l_{\text{о2}}=1,32$ м выбрана в § 9.1. Высоту обода ротора принимают ориентировочно $h_{\text{о2}}=0,425$ м (высоту обода ротора первоначально принимают примерно равной полюсному делению и уточняют в дальнейшем расчете).

Число сегментов, укладываемых в одном слое,

$$n'_c = 2p/s = 12,$$

где $s=4$ — число полюсных делений на одном сегменте.

Число слоев сегментов в ободе

$$N = k_c l_{\text{о2}} / \Delta_c = 292,$$

где коэффициент $k_c=0,885$ соответствует трем каналам в ободе ротора длиной 0,05 м каждый (выбрано в вентиляционном расчете).

Число слоев в элементарном ободе ($v=1$)

$$u = s/v = 4.$$

Масса обода ротора определена в § 9.1 по (6.175) $G_0=67457$ кг.

Центробежная сила обода

$$C_0 = G_0 \rho_{n0} \Omega_{yr}^2 = 315 \cdot 10^6 \text{ Н},$$

где $\rho_{n0} = (D_{a2} + D'_{a2})/2 = (5,88 + 5,03)/2 = 5,455 \text{ м}$.

Центробежная сила полюса

$$C = G_{mf} \rho_{mf} \Omega_{yr}^2 = 2,15 \cdot 10^6 \text{ Н},$$

где G_{mf} — масса полюса;

$$G_{mf} = (G_{mf} + G_c + G_x + G_m)/(2p) = 814,1 \text{ кг}.$$

Растягивающее усилие, действующее в сечении кольцевого элементарного обода,

$$C_3 = (I_0 + 2pC)u/(2\pi N) = 0,91 \cdot 10^6 \text{ Н}.$$

Растягивающее напряжение в сегментах

$$\sigma_p = C_3/[(u-1)\Delta h_{\min}] = 250 \text{ МПа};$$

где $h_{\min} = h'_{a2} - d_{\text{ш}} = 0,303 \text{ м}$; $d_{\text{ш}} = 0,03 \text{ м}$; $h'_{a2} = 0,333 \text{ м}$ — диаметр шпильки.

При $\sigma_p < 0,9\sigma_s$ можно оставить принятые размеры обода.

Число стяжных шпилек, приходящееся на полюсное деление сегмента,

$$b_{\text{ш}} = 4C_3/[\sigma_{\text{ср.доп}}v(u-1)\pi d_{\text{ш}}^2] = 5,72,$$

где $\sigma_{\text{ср.доп}} = 75 \text{ МПа}$ — допустимое напряжение на срез для шпилек из стали Ст3.

Принимают $b_{\text{ш}} = 6$.

Напряжение среза в стяжных шпильках обода

$$\sigma_{\text{ср}} = 4C_3/[b_{\text{ш}}v(u-1)\pi d_{\text{ш}}^2] = 71,5 \text{ МПа}.$$

Напряжение смятия

$$\sigma_{\text{см}} = \pi d_{\text{ш}} \sigma_{\text{ср}}/(4\Delta_c) = 420 \text{ МПа}.$$

Для стали Ст3 допускаемое напряжение на смятие в сегментах $\sigma_{\text{см.доп}} = 300 \text{ МПа}$.

Из условия смятия выбираем $b_{\text{ш}} = 8$, $d_{\text{ш}} = 0,035 \text{ м}$, тогда

$$\sigma_{\text{ср}} = 4 \cdot 0,91 \cdot 10^6/[8 \cdot 1(4-1)3,14 \cdot 0,035^2] = 39,4 \text{ МПа};$$

$$\sigma_{\text{см}} = 3,14 \cdot 0,035 \cdot 39,4 \cdot 10^6/(4 \cdot 0,004) = 272 \text{ МПа};$$

$$\sigma_{\text{см}} < \sigma_{\text{см.доп}}.$$

Расчет вала на прочность (см. § 7.6). Предварительно минимальный диаметр вала ниже втулки ротора

$$d = \sqrt[3]{S_H / (0,025 \Omega_r \sigma_r)} = 0,66 \text{ м.}$$

Выбираем необходимые для расчета размеры вала (рис. 7.14)
 $d_1 = 0,66 \text{ м; } d_2 = 0,68 \text{ м; } d_3 = 0,70 \text{ м; } d_4 = 0,74 \text{ м; } d_5 = 0,68 \text{ м; } d_6 = 0,66 \text{ м; } d_n = 0,86 \text{ м; } d_0 = 0,24 \text{ м; } b_1 = 1,1 \text{ м; } b_2 = 2,3 \text{ м; } l_n = 3,4 \text{ м.}$

Напряжение в сечении $A - A$ (см. рис. 7.14)

$$\sigma_p = N_H / S_{A-A} = 16,63 \text{ МПа,}$$

где $S_{A-A} = (\pi/4) (d_1^2 - d_0^2) = 0,297 \text{ м}^2$.

Касательные напряжения от момента вращения

$$\tau_1 = M_{вр} / W_{B-B} = 28,01 \text{ МПа;}$$

где $M_{вр}$ — момент вращения;

$$M_{вр} = P_H / \Omega_H = S_H \cos \varphi / \Omega_H = 1,6 \text{ МН} \cdot \text{м;}$$

W_{B-B} — момент сопротивления сечения вала ниже втулки ротора для сечения $B - B$:

$$W_{B-B} = 0,2 d_6^3 (1 - d_0^4 / d_6^4) = 0,057 \text{ м}^3.$$

Приведенное напряжение в сечении вала ниже втулки ротора

$$\sigma_{пр} = \sqrt{\sigma_p^2 + 4\tau_1^2} = 58,99 \text{ МПа.}$$

Для вала из стали с $\sigma_r = 280 \text{ МПа}$ напряжение $\sigma_{пр} < 0,5\sigma_r$, следовательно, можно оставить принятые размеры вала.

Расчет критической угловой скорости вращения ротора (см. § 7.6).

Сила одностороннего магнитного притяжения

$$Q_m = 3 \cdot 10^4 D l = 3 \cdot 10^4 \cdot 6,5 \cdot 1,06 = 20,67 \cdot 10^4 \text{ Н.}$$

Момент инерции i -го участка для полого вала и прогиб f_p от силы тяжести ротора рассчитывают путем составления табл. 9.5 для участков вала (см. рис. 7.14) и определения коэффициентов S_1 и S_2 левой и правой частей вала:

$$S_1 = \sum_{i=1}^{i=3} (x_i^3 - x_{i-1}^3) / J_i = 110,2 \text{ 1/м,}$$

$$S_2 = \sum_{i=1}^{i=2} (x_i^3 - x_{i-1}^3) / J_i = 1106 \text{ 1/м.}$$

Таблица 9.5

Расчетная величина	Левая половина			Правая половина	
	Номера участков			Номера участков	
	1	2	3	1	2
$d_b, \text{м}$	0,68	0,74	0,7	0,68	0,7
$d_0, \text{м}$	0,24	0,24	0,24	0,24	0,24
$d_i^4, \text{м}^4$	0,214	0,3	0,24	0,214	0,24
$d_0^4, \text{м}^4$	0,003	0,003	0,003	0,003	0,003
$J_i = 0,05(d_i^4 - d_0^4), \text{м}^4$	0,01	0,015	0,012	0,01	0,012
$x_b, \text{м}$	0,4	0,55	1,1	1,75	2,3
$x_i^3, \text{м}^3$	0,064	0,166	1,33	5,36	12,2
$x_i^3 - x_{i-1}^3, \text{м}^3$	0,064	0,102	1,164	5,36	6,84
$\frac{x_i^3 - x_{i-1}^3}{J_i}, 1/\text{м}$	6,4	6,8	97	536	570

Прогиб от силы тяжести ротора

$$f_p = [Q_p / (3EI_b)] (b_2^2 S_1 + b_1^2 S_2) = 1265 \cdot 10^{-6} \text{ м};$$

где $Q_p = G_p g = 14,109 \cdot 10^5 \text{ Н}$;

$$E = 2,1 \cdot 10^{11} \text{ Па}; b_1 = 1,1 \text{ м}; b_2 = 2,3 \text{ м};$$

$$l_b = 3,4 \text{ м (см. рис. 7.14)}.$$

Критическая частота вращения ротора с учетом магнитного притяжения

$$n_x \approx 0,5 \sqrt{(1 - f_m/e)/f_p} = 13,3 \text{ 1/с},$$

где $e = 0,1\delta = 1,8 \cdot 10^{-3} \text{ м}$; f_m — прогиб, пропорциональный силе одностороннего магнитного притяжения:

$$f_m = f_p Q_m / Q_p = 185 \cdot 10^{-6} \text{ м}.$$

Расчет подпятника (см. § 7.7). Площадь рабочей поверхности всех сегментов подпятника

$$\Sigma S_c = N_{\text{ш}} / p_c = 1,650 \div 0,824 \text{ м}^2.$$

Принимаем $p_c = 4 \text{ МПа}$, тогда $\Sigma S_c = 1,235 \text{ м}^2$; количество сегментов — 8. Размеры сегмента подпятника:

$$l_c = 0,45 \text{ м}; b_c = 0,3 \text{ м}; d_{cp} = 1,55 \text{ м}; L_c = 1,5 \text{ м}.$$

Потери на трение в масляной пленке подпятника

$$P_n = z \Sigma s_c v_{cp}^2 / (1,02 h_{cp}) = 55 000 \text{ Вт},$$

где $v_{cp} = \pi d_{cp} n = 10,14 \text{ м/с}$; $z = 25 \cdot 10^{-3} \text{ Па} \cdot \text{с}$,
для принятых размеров

$$\Sigma s_c = 1,08 \text{ м}^2;$$

h_{cp} — средняя толщина масляной пленки:

$$h_{cp} = \sqrt{2 v_p z l_c / (p_c k_n)} = 0,65 \cdot 10^{-4} \text{ м};$$

$$p_c = N_n / \Sigma s_c = 4,57 \cdot 10^6 \text{ Па};$$

$k_n = 1,08$ (для эксцентриситета 5%); v_p — средняя скорость растекания масла из-под сегмента:

$$v_p = v_{cp} b_c (\beta - 1) / [L_c (\beta + 1)] = 0,946 \text{ м/с}, \text{ где } \beta = 2,75.$$

Расчет направляющих подшипников (см. § 7.7). Сила одностороннего магнитного притяжения

$$Q'_m = 2 \cdot 10^5 D l = 1,38 \cdot 10^6 \text{ Н}.$$

Условие выбора размеров направляющих подшипников

$$s_{n\Sigma} \geq Q'_m / p_n = 0,552 \text{ м}^2.$$

Принимаем размеры нижнего и верхнего направляющих подшипников: $d_{n1} = 0,8 \text{ м}$; $l_{n1} = 0,46 \text{ м}$; $d_{n2} = 0,86 \text{ м}$; $l_{n2} = 0,24 \text{ м}$; $s_{n\Sigma} = d_{n1} l_{n1} + d_{n2} l_{n2} = 0,8 \cdot 0,46 + 0,86 \cdot 0,24 = 0,574 \text{ м}^2$.

Принятые размеры соответствуют необходимому условию $s_{n\Sigma} \geq 0,552 \text{ м}^2$.

Потери в нижнем направляющем подшипнике

$$P_{n.1} = 45 z d_{n1}^3 l_{n1} n^2 / h = 3820 \text{ Вт}, \text{ где } h = 3 \cdot 10^{-4} \text{ м}.$$

Потери в верхнем направляющем подшипнике

$$P_{n.2} = 45 z d_{n2}^3 l_{n2} n^2 / h = 2480 \text{ Вт}.$$

Суммарные потери в направляющих подшипниках

$$P_{n.\Sigma} = P_{n.1} + P_{n.2} = 6300 \text{ Вт}.$$

§ 9.3. ВЕНТИЛЯЦИОННЫЙ И ТЕПЛОВОЙ РАСЧЕТЫ

Вентиляционный расчет. Статический напор ротора

$$H = 0,5g_0(v_2^2 - v_1^2) = 428 \text{ Па},$$

где радиальный размер каналов в ободе и полосах

$$h_{pa} = h_p + h_m + h_{a2} = 0,0414 + 0,25 + 0,425 = 0,7164 \text{ м};$$

окружная скорость на наружном диаметре ротора

$$v_2 = \Omega(R - \delta) = 2 \cdot 3,14 \cdot 2,08(3,25 - 0,0193) = 42,2 \text{ м/с};$$

окружная скорость на внутреннем диаметре обода

$$\begin{aligned} v_1 &= \Omega(R - \delta - h_{pa}) = \\ &= 2 \cdot 3,14 \cdot 2,08(3,25 - 0,0193 - 0,7164) = 32,9 \text{ м/с}; \end{aligned}$$

$g_0 = 1,22 \text{ кг/м}^3$ — плотность воздуха.

Сечение воздушного зазора

$$s_s = 2p l_1 \tau = 2 \cdot 24 \cdot 1,06 \cdot 0,425 = 21,624 \text{ м}^2.$$

Сечение входа в вентиляционные каналы статора

$$\begin{aligned} s_c &= [\pi D - Z(b_n + b_r)] n_s b_s = \\ &= [3,14 \cdot 6,5 - 378(0,0225 + 0,0035)] \cdot 18 \cdot 0,01 = 1,9 \text{ м}^2. \end{aligned}$$

Суммарное сечение входа в межполюсное пространство

$$s_n = s_{n1} + s_{n2} + s_{n3} + s_{n4} = 2,84 \text{ м}^2.$$

Сечение входа в межполюсное пространство с торцевых сторон

$$s_{n1} = 4p a_{cu} h_{mp} k_{pu} = 4 \cdot 24 \cdot 0,0565(0,25 + 0,0414) \cdot 1 = 1,58 \text{ м}^2,$$

где $a_{cu} = (\tau - b_{cu})/2 + x/2 = (0,425 - 0,346)/2 + 0,0313/2 = 0,0565 \text{ м},$

$$b_{cu} = b'_m + 2b_s = 0,231 + 2 \cdot 0,06 = 0,346 \text{ м}.$$

Сечение входа в зазор с торцевых сторон

$$s_{n2} = 4p \tau \delta = 4 \cdot 24 \cdot 0,425 \cdot 0,0193 = 0,788 \text{ м}^2.$$

Сечение входа в межполюсное пространство через кольцевые каналы в ободе ротора

$$s_{n3}=2pxn_{a2}b_{a2}=0,245 \text{ м}^2,$$

где $b_{a2}=0,05 \text{ м}$; $n_{a2}=3$;

$$b_{a2}n_{a2}=0,15 \leq 0,15l_{a2}=0,15 \cdot 1,32=0,198 \text{ м}.$$

Сечение входа в межполюсное пространство через прямоугольные каналы между соседними сегментами обода ротора (см. § 9.2).

$$s_{n4}=2px_c\Delta_c n_{\Delta}=0,224 \text{ м}^2,$$

где $x_c \approx 0,7x=0,7 \cdot 0,0313=0,0238 \text{ м}$

$$n_{\Delta}=(l_{a2}-n_{a2}b_{a2})/(u\Delta_c)=49,$$

$\Delta_c=0,004 \text{ м}$; $u=6$ — из механического расчета обода в § 9.2.

Суммарная площадь сечения на входе в охладители

$$s_o=Q/v_o=8,34 \text{ м}^2;$$

$v_o=0,1+5\tau=2,23 \text{ м/с}$; $Q=18,6 \text{ м}^3/\text{с}$ — расход газа по (6.192).

Гидравлические сопротивления участков газопровода

$$z_{\pi}=0,5g_0\xi_{\pi}/s_{\pi}^2=0,0756 \text{ кг/м}^7, \text{ где } \xi_{\pi}=\xi_c=1,0;$$

$$z_c=0,5g_0\xi_c/s_c^2=0,168 \text{ кг/м}^7;$$

$$z_o=0,5g_0\xi_o/s_o^2=0,324 \text{ кг/м}^7, \text{ где } \xi_o=37.$$

Гидравлическое сопротивление воздухопровода

$$z=H/Q^2=1,23 \text{ кг/м}^7.$$

Допустимое сопротивление каналов в конструктивных частях

$$z_{\Sigma}=z-z_{\pi}-z_c-z_o=0,669 \text{ кг/м}^7.$$

Площадь сечения каналов в конструктивных частях в наиболее узком месте (на две стороны)

$$s_{\Sigma}=\sqrt{0,5g_0\xi_{\Sigma}/z_{\Sigma}}=1,65 \text{ м}^2, \text{ где } \xi_{\Sigma}=3,0.$$

Скорость воздуха в сечении s_{Σ}

$$v_{\Sigma}=Q/s_{\Sigma}=11,3 \text{ м/с}.$$

Определение превышения температуры обмотки и сердечника статора (см. § 8.2). Потери в обмотке статора (на пакетном делении)

$$P'_{\text{сн}} = (P_3 + P_{3,л}) (l'_1 + b_n) / l_{\text{ср}} = \\ = (118\,700 + 8190) \cdot (0,046 + 0,01) / 1,825 = 3890 \text{ Вт.}$$

Потери в сердечнике статора (на пакетном делении)

$$P'_{\text{Fe}} = (P_m + P_{\text{сз}}) / (n_n + 1) = \\ = (117\,000 + 40\,200) \cdot (18 + 1) = 8270 \text{ Вт.}$$

Тепловое сопротивление изоляции в вентиляционном канале

$$R_1 = \delta_n / (\lambda b_n \Pi_n) = 0,0038 / (0,18 \cdot 0,01 \cdot 87,7) = 0,0241^\circ \text{C/Вт},$$

где $\lambda = 0,18 \text{ Вт/(м} \cdot ^\circ\text{C)}$ — по табл. 6.4 для термореактивной изоляции.

$$\Pi_n = 2Z (h_n - h_{\text{кл}}) = 87,7 \text{ м.}$$

Тепловое сопротивление при переходе тепла с поверхности изоляции обмотки к воздуху в канале

$$R_{\text{II}} = (\alpha_{\text{в1}} b_n \Pi_n)^{-1} = 0,0211^\circ \text{C/Вт},$$

где $\alpha_{\text{в1}} = 13,3 (1 + \sqrt{v_{\text{в1}}}) k_r = 13,3 (1 + \sqrt{9,39 \cdot 1}) = 54,1 \text{ Вт/(м}^2 \cdot ^\circ\text{C)}$;

$$v_{\text{в1}} = Q / s'_c = 9,39 \text{ м/с};$$

$$s'_c = [\pi (D + h_n) - Z (b_n + b_r)] n_n b_n =$$

$$= [3,14(6,5 + 0,125) - 378(0,0225 + 0,0035)] \cdot 18 \cdot 0,01 = 1,98 \text{ м}^2,$$

где $b_r = 0,0035 \text{ м}$.

Тепловое сопротивление пазовой изоляции в пределах пакета

$$R_{\text{III}} = \delta_n / (\lambda l'_1 \Pi_n) = 0,00523^\circ \text{C/Вт}.$$

Тепловое сопротивление от пакета к воздуху

$$R_{\text{IV}} = 0,78 R_{\text{н2}} = 0,00139^\circ \text{C/Вт},$$

где $R_{\text{н2}} = (\alpha'_{\text{в1}} s_2)^{-1} = 0,00178^\circ \text{C/Вт}$.

$$\alpha'_{\text{в1}} = 16,7 (1 + \sqrt{v_{\text{в1}}}) k_r = 67,9 \text{ Вт/(}^\circ\text{C} \cdot \text{м}^2);$$

$$s_2 = 2 [0,785 (D_a^2 - D^2) - b_n h_n Z] = 8,26 \text{ м}^2.$$

Среднее превышение температуры воздуха в вентиляционном канале статора

$$\begin{aligned}\theta_{r1} &= (P_f + P_a + P_p)/(c_v Q) + 0,5(P_{Cu} + P_{Fe})/(c_v Q) = \\ &= 176\,000 + 57\,500 + 19\,300)/(1100 \cdot 18,6) + 0,5(118\,700 + 8190 + \\ &\quad + 117\,000 + 40\,200)/(1100 \cdot 18,6) = 19,3^\circ\text{C}.\end{aligned}$$

Превышение температуры обмотки статора над температурой охлаждающего воздуха

$$\begin{aligned}\theta_{Cu} &= (R_I + R_{II})[P'_{Cu}(R_{III} + R_{IV}) + P'_{Fe}R_{IV}]/(R_I + \\ &\quad + R_{II} + R_{III} + R_{IV}) + \theta_{r1} = 51,8^\circ\text{C}.\end{aligned}$$

Превышение температуры сердечника статора над температурой охлаждающего воздуха

$$\begin{aligned}\theta_{Fe} &= R_{IV}[(R_I + R_{II})(P'_{Fe} + P'_{Cu}) + P'_{Fe}R_{III}]/(R_I + \\ &\quad + R_{II} + R_{III} + R_{IV}) + \theta_{r1} = 35,2^\circ\text{C}.\end{aligned}$$

Определение превышения температуры обмотки возбуждения. Потери в элементе витка

$$P'_f = \Delta f^2 s_f \rho_l = (2,01 \cdot 10^6)^2 \cdot 3,6 \cdot 10^{-4} \cdot 0,0242 \cdot 10^6 = 35,2 \text{ Вт}.$$

Тепловое сопротивление при переходе тепла в сторону межполюсного пространства

$$R_{f2} = (\alpha_{f2} a_s)^{-1} = (100,6 \cdot 0,006)^{-1} = 1,65^\circ\text{C/Вт},$$

где $\alpha_{f2} = 22(1 + \sqrt{v_{f2}})k_r = 100,6 \text{ Вт/(м}^2 \cdot ^\circ\text{C)}$;

$$v_{f2} \approx 0,3v = 0,3(2 \cdot 50 \cdot 0,425) = 12,75 \text{ м/с}.$$

Превышение температуры обмотки возбуждения над температурой омывающего ее воздуха

$$\theta'_f = R_{f2} P'_f = 58^\circ\text{C}.$$

Среднее превышение температуры газа в межполюсном пространстве

$$\begin{aligned}\theta_{r2} &= 0,5(P_a + P_f)/(c_v Q) = \\ &= 0,5(57\,500 + 176\,000)/(1100 \cdot 18,6) = 5,7^\circ\text{C}.\end{aligned}$$

Превышение температуры обмотки возбуждения над температурой входящего воздуха

$$\theta_f = \theta'_f + \theta_{r2} = 63,7^\circ\text{C}.$$

ПРИМЕР РАСЧЕТА СИНХРОННОГО КОМПЕНСАТОРА

§ 10.1. ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫЙ РАСЧЕТ

Задание на проект (§ 5.1)

Номинальная мощность	$S_n = 50\,000 \text{ кВ} \cdot \text{А}$
Номинальное линейное напряжение	$U_{\text{вл}} = 11 \text{ кВ}$
Номинальный коэффициент мощности ..	$\cos \varphi_n = 0$
Число фаз	$m = 3$
Сопрежение	Y (звезда)
Частота тока	$f = 50 \text{ Гц}$
Номинальная частота вращения	$n_n = 750 \text{ об/мин}$
Кратность повышенной частоты вращения	$k_{\text{уг}} = 1,2$
Индуктивное сопротивление по продольной оси (отн. ед.)	$x_{\text{од}} = 2,3$
Исполнение компенсатора	горизонтальное, закрытое, с замкнутой системой водородного охлаждения при избыточном давлении водорода $1 \cdot 10^5 \text{ Па}$
Возбуждение	бесщеточное, вентильное

Примечание. Кроме основной обмотки возбуждения предусматривается дополнительная обмотка отрицательного возбуждения, сечение которой составляет 15% от сечения основной обмотки.

Выбор основных размеров

Номинальное фазное напряжение (при соединении звездой)

$$U_n = U_{\text{вл}} / \sqrt{3} = 6350 \text{ В.}$$

Номинальный фазный ток

$$I_n = S_n / (3 U_n) = 2620 \text{ А.}$$

Число пар полюсов

$$p = 60 f / n_n = 4.$$

ЭДС взаимоиנדукции при номинальной нагрузке (предварительно)

$$E_{\text{гн}} = k_E U_n = 7180 \text{ В,}$$

где $k_E = 1,13$ по (5.3) для СК.

Расчетная мощность

$$S_p = k_E S_a = 56\,500 \text{ кВт} \cdot \text{А.}$$

Линейная нагрузка (по табл. 5.3)

$$A = 900 \cdot 10^2 \text{ А/м.}$$

Индукция в зазоре при номинальной нагрузке (по табл. 5.3)

$$B_{\delta n} = 0,820 \text{ Тл.}$$

Машиная постоянная (предварительно)

$$\begin{aligned} C_A &= 2 / (\pi \alpha_\delta k_B k_{w1} A B_{\delta n}) = \\ &= 2 / (3,14 \cdot 0,78 \cdot 900 \cdot 10^2 \cdot 0,82) = 0,1106 \cdot 10^{-4} \text{ м}^3 / \text{Дж}, \end{aligned}$$

где $\alpha_\delta k_B k_{w1} = 0,78$ (по табл. 5.3).

Внутренний диаметр магнитопровода статора

$$\begin{aligned} D &= \sqrt[3]{4 f C_A S_a k_E / (\lambda_f \Omega_n^2)} = \\ &= \sqrt[3]{4 \cdot 50 \cdot 0,1106 \cdot 10^{-4} \cdot 50\,000 \cdot 10^3 \cdot 1,13 / (1,3 \cdot 78,5^2)} = 2,5 \text{ м}, \end{aligned}$$

где $\lambda_f = 1,3$ по табл. 5.3;

$\Omega_n = 2\pi n_n = 78,5 \text{ рад/с}$ — номинальная угловая скорость вращения,

где $n_n = 750/60 = 12,5 \text{ }^1/\text{с}$.

Полусное деление при этом диаметре

$$\tau = \pi D / 2p = 3,14 \cdot 2,50 / 2 \cdot 4 = 0,982 \text{ м.}$$

Длина магнитопровода статора

$$l_1 = \lambda_f \tau = 1,3 \cdot 0,982 = 1,277 \text{ м.}$$

Окончательно длину магнитопровода статора принимаем $l_1 = 1,25 \text{ м}$.

Угонная окружная скорость на наружной поверхности ротора не превышает допустимых значений

$$v_{yr} = \pi D k_{yr} n_n = 118 \text{ м/с,}$$

где $k_{yr} = 1,2$ — коэффициент угонной скорости для синхронных компенсаторов.

Момент инерции

$$J_p = 825 D^4 l, \varphi_p = 825 \cdot 2,5^4 \cdot 1,25 \cdot 0,75 = 30\,200 \text{ кг} \cdot \text{м}^2,$$

где $\varphi_p = 0,75$ по (5.9) при $p < 12$.

Выбор типа обмотки и числа пазов статора

Выбираем двухслойную стержневую петлевую обмотку с двумя эффективными проводниками в пазу.

Число последовательных витков фазы (предварительно)

$$\begin{aligned} w_1 &= k_E U_{\text{н}} / (4 \alpha_s k_B k_w f \tau l_1 B_{\delta \text{н}}) = \\ &= 1,13 \cdot 6350 / (4 \cdot 0,78 \cdot 50 \cdot 0,982 \cdot 1,25 \cdot 0,820) = 46, \end{aligned}$$

где $\alpha_s k_B k_w = 0,78$ (по табл. 5.3).

Число эффективных проводников в пазу $u_{\text{н}} = 2$.

Число параллельных ветвей должно удовлетворять неравенству (6.5)

$$a_{\text{max}} = \frac{u_{\text{н}} I_{\text{н}}}{I_{\text{н min}}} = 1,22 > a_1 > a_{\text{min}} = \frac{u_{\text{н}} I_{\text{н}}}{I_{\text{н max}}} = 0,95,$$

где $I_{\text{н min}} = 4300 \text{ А}$, $I_{\text{н max}} = 5500 \text{ А}$.

Принимаем $a_1 = 1$.

Ток паза статора $I_{\text{п}} = I_{\text{н}} u_{\text{н}} / a_1 = 5240 \text{ А}$.

Число пазов на полюс и фазу (предварительно)

$$q_1 = a_1 w_1 / (u_{\text{н}} p) = 5,75.$$

Принимаем $q_1 = 6$.

Число пазов статора $Z_1 = 6 p q_1 = 144$.

Число пазов в сегменте $Z_c = Z_1 / (C_c k) = 12$,

где $C_c = 1$; k — целое число = 12.

Наружный диаметр сердечника статора (предварительно)

$$D_a \approx D + \tau = 3,482 \text{ м}.$$

Большая хорда сегмента

$$H_c = D_a \pi Z_c / Z_1 = 0,912 \text{ м}.$$

Число последовательных витков в фазе

$$w_1 = q_1 u_{\text{н}} p / a_1 = 48.$$

Шаг обмотки (в пазах) $y \approx 0,83 \tau = 0,83 \cdot 18 \approx 15$,

где полюсное деление в пазовых делениях

$$\tau = Z_1/2p = 18.$$

Относительный шаг обмотки $\beta = y/\tau = 0,833$.

Обмоточный коэффициент статора $k_{w1} = k_{p1}k_{y1} = 0,923$, где $k_{y1} = \sin(\pi y/(2\tau)) = 0,966$,

$$k_{p1} = \frac{\sin(\pi/6)}{q_1 \sin(\pi/(6q_1))} = \frac{0,5}{6 \sin(\pi/(6 \cdot 6))} = 0,956.$$

Индукция в воздушном зазоре при номинальной нагрузке (во втором приближении)

$$B_{\delta n} = k_E U_n / (4 \alpha_B k_B k_{w1} f \tau l_1 w_1) = \\ = 1,13 \cdot 6350 / (4 \cdot 0,78 \cdot 50 \cdot 0,982 \cdot 1,25 \cdot 48) = 0,781 \text{ Тл},$$

где $\alpha_B k_B k_{w1} = 0,78$ (по табл. 5.3).

Линейная нагрузка (окончательно)

$$A = 6 w_1 I_n / (\pi D) = 6 \cdot 48 \cdot 2620 / (3,14 \cdot 2,5) = 961 \cdot 10^2 \text{ А/м}.$$

Выбор размеров паза статора

Зубцовое деление $t_{z1} = \pi D / Z_1 = 3,14 \cdot 2,5 / 144 = 0,0545 \text{ м}.$

Ширина зубца в наиболее узком месте

$$b'_Z = 1,32 t_{z1} B_{\delta n} / B'_{z1} = 0,0298 \text{ м},$$

где $B'_{z1} = 1,95 \text{ Тл}$ (§ 6.3).

Ширина паза

$$b_n = (0,35 \div 0,5) t_{z1} = (0,0191 \div 0,0272) \text{ м},$$

$$b_n = t_{z1} - b'_Z = 0,0245 \text{ м},$$

$$b_n = (2,4 \div 3,0) \text{ см (см. табл. § 6.3)}.$$

Принимаем (предварительно) $b_n = 0,0245 \text{ м}.$

Плотность тока в обмотке статора (предварительно по (6.27))

$$\Delta_1 = (\Delta_1 A / A) = 4,16 \cdot 10^6 \text{ А/м}^2,$$

где $(\Delta_1 A) = 4000 \cdot 10^8 \text{ А}^2/\text{м}^3$ для СК при избыточном давлении водорода 0,1 МПа.

Сечение эффективного проводника обмотки статора (предварительно)

$$s_1 = I_n / (a_1 \Delta_1) = 630 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2.$$

Высота элементарного проводника стержня $a_s = 0,0025 \text{ м}$ (по табл. П.1.1).

Суммарная ширина изолированных проводников по ширине паза

$$b_0 = b_n - 2\delta_n - \Delta b = 0,0164 \text{ м},$$

где $2\delta_n = 0,0076 \text{ м}$ (по табл. 6.6 для изоляции «монолит»);

$$\Delta b = 0,0005 \text{ м}.$$

Ширина элементарного проводника стержня

$$b_s = b_0 / n_s - \Delta_n = 0,00787 \text{ м},$$

где $\Delta_n = 0,033 \text{ см}$ — толщина изоляции провода марки ПСД на две стороны (табл. П.1.2); $n_s = 2$ — число проводников по ширине паза.

По табл. П.1.1 принимаем $b_s = 0,0075 \text{ м}$.

Сечение элементарного провода с размерами $a_s = 0,0025 \text{ м}$ и $b_s = 0,0075 \text{ м}$; по табл. П.1.1 $s_s = 18,2 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2$.

Ширина паза (окончательно)

$$b_n = 2b_s + 2\Delta_n + 2\delta_n + \Delta b = 0,0245 \text{ м}.$$

Число проводников в стержне (предварительно)

$$C_s = s_1 / s_s = 34,6.$$

Принимаем $C_s = 34$.

Сечение эффективного провода обмотки статора

$$s_1 = C_s s_s = 34 \cdot 18,2 = 619 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2.$$

Плотность тока в обмотке статора

$$\Delta_1 = I_n / (a_1 s_1) = 4,23 \cdot 10^6 \text{ А/м}^2.$$

Высота элементарного проводника стержня с учетом изоляции

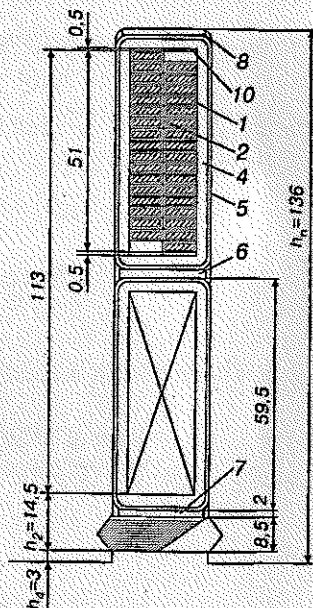


Рис. 10.1. Разрез паза статора:

1 — провод изолированный ПСД $2,5 \times 7,5$; 2 — прокладка стекло-
 $2,83 \times 7,83$ текстолит СТЭФ1 т. 0,5 мм; 4 —
 корпусная изоляция лента стекло-
 слоднянчатая ЛС-40РТТ т. 0,13
 мм (10 слоев вполнахлеста); 5 —
 полупроводящее покрытие асбе-
 стовая лента т. 0,4 мм; 6 — про-
 кладка стеклотекстолит СТЭФ1
 общей толщиной 2 мм; 7 — то же;
 8 — то же, но общей толщиной 1,5
 мм; 10 — прокладка стеклотексто-
 лит СТЭФ1 т. 0,5 мм.

$$a_n = a_s + \Delta_n = 0,00283 \text{ м.}$$

Ширина элементарного проводника с учетом изоляции

$$b_n = b_s + \Delta_n = 0,00783 \text{ м.}$$

Суммарная высота изолированных элементарных проводников одного стержня

$$h_0 = a_n (C_s/2 + 1) = 0,05094 \text{ м.}$$

Высота паза

$$h_n = 2h_0 + \delta_h + \Delta h + h_{\text{эл}} + h_4 = 0,136 \text{ м,}$$

где $h_{\text{эл}} = 0,35 \cdot b_n = 0,0085 \text{ м}$; $\delta_h = 0,0222 \text{ см}$ — по табл. 6.6; $h_4 = 0,003 \text{ м}$, $\Delta h = 0,0005$.

Разрез паза статора, сконструированного в соответствии с табл. 6.5, показан на рис. 10.1.

Средний перепад температуры в изоляции паза

$$\begin{aligned} \theta_n &= \rho_1 A t_{\text{эл}} \Delta_1 \delta_n k_r / [2(h_n - h_{\text{эл}})\lambda] = \\ &= 0,0234 \cdot 10^{-6} \cdot 961 \cdot 10^2 \cdot 0,0545 \cdot 4,23 \cdot 10^6 \cdot 0,0038 \times \\ &\times 1,2 / [2(0,136 - 0,0085) \cdot 0,18] = 51,5^\circ\text{C} < 55^\circ\text{C}, \end{aligned}$$

где $\lambda = 0,18 \text{ Вт/(м} \cdot ^\circ\text{C)}$ по табл. 6.4 для термореактивной изоляции.

**Выбор зазора между статором и ротором
и размеров магнитопровода статора**

Максимальная индукция в зазоре при х.х. и номинальном напряжении

$$B_\delta = B_{\text{эл}}/k_B = 0,781/1,13 = 0,691 \text{ Тл.}$$

Индуктивное сопротивление рассеяния (в отн. ед. ориентировочно)

$$\begin{aligned} x_\sigma &= (0,6 + 0,08\lambda_s) \cdot (10^{-6} \cdot A/B_\delta) [h_n/(b_n q_1) + \tau/l] = \\ &= (0,6 + 0,08 \cdot 1,3) \cdot (10^{-6} \cdot 961 \cdot 10^2/0,691) [0,136/(0,0245 \cdot 6) + \\ &\quad + 0,982/1,25] = 0,166. \end{aligned}$$

Минимальный зазор между статором и ротором, обеспечивающий заданное значение $x_{\sigma\delta}$

$$\delta = \frac{\sqrt{2\mu_0 k_{w1} k_{ad} A}}{n k_{\delta} x_{ad} B_{\delta}} = 0,025 \text{ м},$$

где $x_{ad} = x_d - x_{\sigma} = 2,13$; $x_d = 2,3$; $k_{w1} = 0,923$; $k_{ad} = 0,84$ (§ 6.4); $k_{\delta} = 1,12$ (§ 6.4); $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$.

Принимаем $\delta = 0,023 \text{ м}$.

Максимальный зазор под краем полюса $\delta_m = 1,5\delta = 1,5 \cdot 0,023 = 0,0345 \text{ м}$.

Размеры по длине магнитопровода статора (§ 6.4)

Ширина канала в сердечнике

$$b_n = 1 \text{ см} = 0,01 \text{ м}.$$

Длина пакета сердечника статора (предварительно)

$$l'_1 = 0,055 \text{ м}.$$

Число вентиляционных каналов в магнитопроводе

$$n_n = (l_1 - l'_1) / (b_n + l'_1) = 18,38.$$

Принимаем $n_n = 19$.

Длина пакета сердечника статора

$$l'_1 = (l_1 - n_n b_n) / (n_n + 1) = 0,053 \text{ м}.$$

Высота ярма магнитопровода статора

Магнитный поток при номинальной нагрузке

$$\begin{aligned} \Phi_n &= k_E U_n / (4 k_B k_w f w_1) = \\ &= 1,13 \cdot 6350 / (4 \cdot 1,11 \cdot 0,923 \cdot 50 \cdot 48) = 0,73 \text{ Вб}, \end{aligned}$$

где $k_B = 1,11$.

Высота ярма

$$h_a = \Phi_n / (2 l_m B_a k_c) = 0,239 \text{ м},$$

где $k_c = 0,93$; $B_a = 1,55 \text{ Тл}$; $l_m = 1,06 \text{ м}$.

Наружный диаметр сердечника статора

$$D_a = D + 2h_n + 2h_a = 3,25 \text{ м}.$$

Выбор размера магнитопровода ротора

Длина полюсной дуги

$$b'_p = \alpha \cdot \tau = 0,69 \cdot 0,982 = 0,678 \text{ м},$$

где $\alpha = 0,69$ по табл. 5.3.

Ширина полюсного наконечника

$$b_p = (2p\tau/\pi) \sin[\alpha\pi/2p] = 0,669 \text{ м}.$$

Принимаем $b_p = 0,66 \text{ м}$, $b'_p = 0,668 \text{ м}$.

Радиус дуги полюсного наконечника

$$R_p = D/[2 + 8D(\delta_m - \delta)/b_p^2] = 0,988 \text{ м},$$

где $D = 2,5 \text{ м}$.

Длина сердечника массивного полюса

$$l_m = l_1 - 0,5h_p = 1,25 - 0,5 \cdot 0,09 = 1,205 \text{ м}.$$

Принимаем $l_m = 1,19 \text{ м}$.

Расчетная длина сердечника полюса

$$l'_m = l_m - 0,04\tau = 1,15 \text{ м}.$$

Высота полюсного наконечника (для массивного полюса)

$$h_p = 0,054(1 + 2,5/p)\tau = 0,086 \text{ м}.$$

Принимаем $h_p = 0,09 \text{ м}$.

Длина полюсного наконечника по (6.56)

$$l_p = l_m + 0,2\tau = 1,39 \text{ м}.$$

Принимаем $l_p = 1,43 \text{ м}$.

Высота сердечника полюса

$$h_m = 0,48(1,77/(0,15 + \sqrt{\tau}) - 1)\tau = 0,26 \text{ м}.$$

Принимаем $h_m = 0,263 \text{ м}$.

В СК с массивными полюсами сечение короткозамыкающего сегмента

$$s_x = b_x h_x = 0,15\tau A/\Delta_1 =$$

$$=0,15 \cdot 0,982 \cdot 961 \cdot 10^2 / 4,23 \cdot 10^6 = 32,3 \cdot 10^{-4} \text{ м}^2,$$

где $h_x = h_p = 0,09 \text{ м}$, $b_x = s_x / h_x = 0,036 \text{ м}$.

Ширина полюсного сердечника

Определяется путем решения методом последовательных приближений нелинейного уравнения (6.59). Предварительно рассчитываются следующие исходные данные:

1. ЭДС взаимной индукции при номинальной нагрузке по (6.63)

$$\begin{aligned} E_{rn} &= \sqrt{1 + x_\sigma (2 \sin \varphi_n + x_\sigma)} = \\ &= \sqrt{1 + 0,166 (2 \cdot 1 + 0,166)} = 1,17, \end{aligned}$$

где $x_\sigma = 0,166$ по (6.39); $\sin \varphi_n = 1$.

2. МДС возбуждения при номинальной нагрузке (в первом приближении) по (6.63)

$$\begin{aligned} F_{fn} &= \sqrt{F_{rn}^2 + F_{\sigma n} (2F_{rn} + \sin \alpha + F_{\sigma n})} = \\ &= \sqrt{1,34^2 + 1,78 (2 \cdot 1,34 \cdot 1,0 + 1,78)} = 3,12, \end{aligned}$$

где

$$\begin{aligned} F_{rn} &= 1 + 2(E_{rn} - 1) = 1 + 2(1,17 - 1) = 1,34; \\ \sin \alpha &= (\sin \varphi_n + x_\sigma) / E_{rn} = (1 + 0,166) / 1,17 = 1,0; \\ F_{\sigma n} &= 0,9x_{\sigma n} = 1,78; x_{\sigma n} = 1,98 \text{ по (6.38)}. \end{aligned}$$

3. Поток при номинальном напряжении и холостом ходе

$$\begin{aligned} \Phi &= \Phi_n / k_E = 0,646 \text{ Вб, где } \Phi_n = 0,730 \text{ Вб по (6.43);} \\ k_E &= 1,13 \text{ по (5.3).} \end{aligned}$$

4. Расчетная индукция в полюсе

$$B'_m = k_{mc} B_m = 1,75 \text{ Тл, где } B_m = 1,75 \text{ Тл, } k_{mc} = 1,0.$$

5. Коэффициент по (6.65)

$$k_{\delta\tau} = 1,6\delta/\tau = 1,6 \cdot 0,023 / 0,982 = 0,0374.$$

6. Величина c'_m по (6.86)

$$\begin{aligned} c'_m &= \tau - \pi (h_m + 2(h_p + \delta)) / (2p) = \\ &= 0,982 - \pi (0,263 + 2(0,09 + 0,023)) / (2 \cdot 4) = 0,790 \text{ м.} \end{aligned}$$

7. Величина c_p по (6.86)

$$c_p = \tau - b_p - \pi d_l / p = 0,982 - 0,66 - \pi \cdot 0,0694 / 4 = 0,267 \text{ м},$$

где

$$\begin{aligned} d_l &= h_p + \delta - b_p^2 / (4D) = \\ &= 0,09 + 0,023 - 0,66^2 / (4 \cdot 2,5) = 0,0694 \text{ м}. \end{aligned}$$

8. Величина λ'_p по (6.86)

$$\begin{aligned} \lambda'_p &= 4,44 (d_l / c_p - 0,25) = \\ &= 4,44 (0,0694 / 0,267 - 0,25) = 0,0441. \end{aligned}$$

Определение ширины сердечника полюса b_m производится по алгоритму, изложенному в § 6.5. Начальное значение $b_m = b_{m01}$ на первой итерации ($i=1$) вычисляют по формуле

$$b_{m01} = b_{m01} = b_p - 2,2h_p = 0,66 - 2,2 \cdot 0,09 = 0,462 \text{ м.}$$

($i=1$)

При этом $b_{m01} = 0,462$ м производят первую ($i=1$) итерацию, определяя:

— магнитную проводимость для потока рассеяния полюсов по (6.86)

$$\begin{aligned} \lambda_{\varphi 1} &= \lambda_{\varphi 1} = \lambda_p + \lambda_{mn} + \lambda_{ml} = \\ &= 1,021 + 1,403 + 0,470 = 2,89, \end{aligned}$$

($i=1$)

где

$$\begin{aligned} \lambda_p &= \lambda'_p + 1,75 (a'_p + 0,2) - 1,27 (a'_p - 0,5)^2 = \\ &= 0,0441 + 1,75 (0,371 + 0,2) - 1,27 (0,371 - 0,5)^2 = 1,021; \end{aligned}$$

$$a'_p = \frac{b_p - b_{m01}}{2c_p} = \frac{0,660 - 0,462}{2 \cdot 0,267} = 0,371;$$

$$\begin{aligned} \lambda_{mn} &= 1,75 h_m / (c'_m - b_{m01}) = \\ &= 1,75 \cdot 0,263 / (0,790 - 0,462) = 1,403; \end{aligned}$$

$$\lambda_{ml} = 1,17 b_{m01} / l'_m = 1,17 \cdot 0,462 / 1,15 = 0,470;$$

— коэффициент рассеяния полюсов по (6.64)

$$\sigma_{m1} = \sigma_{m1} = 1 + k_{\delta r} \lambda_{\varphi 1} = 1 + 0,0374 \cdot 2,89 = 1,108;$$

магнитный поток в основании полюса по (6.60)

$$\Phi_{mni} = \Phi_{mni} = \Phi E_{rn} + \Phi (\sigma_{mi} - 1) F_{fn} =$$

$$(i=1)$$

$$= 0,646 \cdot 1,17 + 0,646 (1,108 - 1) 3,12 = 0,974 \text{ Вб};$$

— конечное значение ширины полюса после проведения первой ($i=1$) итерации по (6.59)

$$b_{mi} = b_{mi} = \Phi_{mni} / (l'_m B'_m) = 0,974 / (1,15 \cdot 1,75) = 0,48399;$$

$$(i=1)$$

— относительная точность определения b_{mi} на i -й (1-й итерации)

$$\Delta_i = \Delta_i = |b_{mi} - b_{m01}| / b_{m01} = (0,48399 - 0,462) / 0,462 = 0,0476.$$

$$(i=1)$$

Задаваясь требуемой относительной точностью $\varepsilon = 0,01$, видим, что

$$\Delta_i = 0,0476 > 0,01 = \varepsilon$$

и, следовательно, необходимо проведение ($i+1$)-й (2-й) итерации и, возможно, других итераций.

Результаты расчетов по всем проведенным итерациям сведены в нижеприведенную таблицу.

i	1	2	3
b_{m01} м	0,462	0,48399	0,48532
$\lambda_{\Phi 1}$	2,89	2,930	2,932
σ_{mi}	1,108	1,1096	1,10969
Φ_{mni} Вб	0,974	0,9767	0,9769
b_{mi} м	0,48399	0,48532	0,48541
Δ_i	0,0476	0,00276	0,000206
$\Delta_i - \varepsilon$	0,0376	-0,00723	-0,00979

Из таблицы видно, что приемлемая относительная точность расчета $\Delta_i = \Delta_i = 0,00276 < 0,01 = \varepsilon$ достигается во второй итерации ($i=2$), после которой $b_{mi} = b_{m2} = 0,48532$ м. В последующих расчетах принимается ширина сердечника полюса $b_m = 0,470$ м.

Размеры обода ротора

Внешний диаметр обода ротора

$$D_{a2} = D - 2\delta - 2h_p - 2h_m =$$

$$= 2,5 - 2 \cdot 0,023 - 2 \cdot 0,09 - 2 \cdot 0,263 = 1,748 \text{ м.}$$

Длина обода ротора

$$l_{a2} = l_m + 2\delta_n + 2\delta_x + 2b_s + \Delta = 1,32 \text{ м,}$$

где $2\delta_n = 0,012 \text{ м}$ по табл. 6.8; $\delta_x = 0,01 \text{ м}$ — толщина канала;

$$b_s = 0,1\tau = 0,1 \text{ м; } \Delta = 0,1 \text{ м; } l_m = 1,19 \text{ м.}$$

Высота обода ротора

$$h_{a2} = 1,1 (h_p + h_m) = 0,388 \text{ м.}$$

Внутренний диаметр обода

$$D'_{a2} = D_{a2} - 2h_{a2} = 0,972 \text{ м.}$$

Расчет магнитной цепи при х.х.

Коэффициент зазора по (6.72)

$$k_\delta = k_{\delta 1} k_{\delta 2} k_{\delta 3} = 1,08,$$

где $k_{\delta 1}$ учитывает влияние пазов статора на магнитное сопротивление зазора

$$k_{\delta 1} = t_{z1} / (t_{z1} - \gamma_1 \delta) = 0,0545 / (0,0545 - 0,187 \cdot 0,023) = 1,086,$$

$$\gamma_1 = (b_n / \delta)^2 / (5 + b_n / \delta) = (0,0245 / 0,023)^2 / (5 + 0,0245 / 0,023) = 0,187;$$

$k_{\delta 2}$ учитывает наличие рифления на поверхности полюсных наконечников

$$k_{\delta 2} = 1 + \frac{(b_{x2})^2}{t_{p2} (5\delta + b_{x2})} = 1,02,$$

$b_{x2} = 0,006 \text{ м}$ — ширина канавки рифления; $\delta = 0,023 \text{ м}$;

$t_{p2} = 0,015 \text{ м}$ — шаг рифления;

$k_{\delta 3}$ учитывает влияние радиальных каналов и краевого эффект,

$$k_{\delta 3} = l_1 / (l_1 + 2\delta - n_p \gamma_3 \delta) = 0,976;$$

$$\gamma_3 = (b_n / \delta)^2 / (5 + b_n / \delta) = 0,035;$$

$$b_n = 0,01 \text{ м; } n_p = 19, l_1 = 1,25 \text{ м.}$$

Коэффициент максимального зазора $k_{\delta m}$ определяется по (6.72) после замены δ на $\delta_m = 0,0345 \text{ м}$,

$$k_{\delta M} = k_{\delta 1M} k_{\delta 2M} k_{\delta 3M} = 1,024,$$

где $k_{\delta 1M} = 1,059$; $k_{\delta 2M} = 1,013$; $k_{\delta 3M} = 0,955$.

Коэффициенты, необходимые для расчета магнитной цепи: k_f , k_Φ , а также расчетный коэффициент полюсного перекрытия $\alpha_\delta = (2/\pi)k_\Phi k_f$ и коэффициент формы ЭДС $k_B = \pi/(2\sqrt{2}k_\Phi)$ определяют по рис. 6.14 и 6.15 при $\alpha = b'_p/\tau = 0,68$; $\delta' = \delta k_\delta k_{za} = 0,248 k_{za}$; $\delta'/\tau = 0,0252 k_{za} \approx 0,03$; $k'_M = \delta_M k_{\delta M}/(\delta k_\delta) = 1,42$; $\delta'_M/\delta' = (k'_M + k_{za} - 1)/k_{za}$ по (6.74).

Далее приводятся формулы, с помощью которых рассчитывают магнитную цепь при холостом ходе,

$$E_f = U_n E_{\sigma f}, \text{ где } U_n = 6350 \text{ В};$$

$$E_{\sigma f} = 0,5; 1,0; k_E = 1,17; 1,2; 1,3.$$

Магнитный поток в зазоре

$$\Phi = c_1 k_\Phi E_f,$$

где $c_1 = (\sqrt{2} \pi f w_1 k_{w1})^{-1} = (1,41 \cdot 3,14 \cdot 50 \cdot 48 \cdot 0,923)^{-1} = 10,2 \cdot 10^{-5} \text{ С.}$

Индукция в зазоре

$$B_\delta = (c_2/\alpha_\delta)\Phi,$$

где $c_2 = (\tau l_1)^{-1} = (0,982 \cdot 1,25)^{-1} = 0,815 \text{ м}^{-2}$.

Магнитное напряжение зазора

$$F_\delta = c_6 B_\delta,$$

где $c_6 = k_\delta \delta/\mu_0 = 1,98 \cdot 10^4 \text{ м}^2/\text{Г}$; $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7} \text{ Г/м}$.

Индукция в сечении зубца на 1/3 высоты от зазора

$$B_{Z1} = c_3 B_\delta,$$

где $c_3 = l_1 t_{z1}/(k_c l_M b_{1/3}) = 1,25 \cdot 0,0545/(0,93 \cdot 1,06 \cdot 0,032) = 2,16$; $t_{1/3} = \pi(D + 2h_n/3)/Z_1 = 3,14(2,5 + 2 \cdot 0,136/3)/144 = 0,0565 \text{ м}$; $k_c = 0,93$; $b_{1/3} = t_{1/3} - b_n = 0,0565 - 0,0245 = 0,032 \text{ м}$.

Коэффициент

$$k_n = t_{1/3} l_1/(b_{1/3} l_M k_c) - 1 = 1,24.$$

Магнитное напряжение зубцов статора

$$F_{Z1} = h_n H_{Z1}, \text{ где } h_n = 0,136 \text{ м,}$$

$H_{Z1} = f(B_{Z1})$, А/м по табл. П2.4 для стали марки 3413 т. 0,5 мм.

Индукция в ярме статора

$$B_{a1} = c_4 \Phi,$$

где $c_4 = (2l_n h_n k_c)^{-1} = (2 \cdot 1,06 \cdot 0,239 \cdot 0,93)^{-1} = 2,12 \text{ м}^{-2}$.

Магнитное напряжение ярма статора

$$F_{a1} = \xi L_{a1} H_{a1} = 0,591 H_{a1},$$

где $H_{a1} = f(B_{a1})$, А/м по табл. П2.4; ξ — по рис. 6.17;

$$L_{a1} = \pi (D_a - h_n) / (4p) = 3,14 (3,25 - 0,239) / (4 \cdot 4) = 0,591 \text{ м.}$$

Индукция в зубцах массивного полюса с рифлением зависит от ширины канавок рифления:

$$B_{Z2} = c_5 B_\delta,$$

где $c_5 = t_{p2} / (t_{p2} - b_{z2}) = 1,67$; $t_{p2} = 0,015 \text{ м}$; $b_{z2} = 0,006 \text{ м}$.

Магнитное напряжение зубцов полюса

$$F_{Z2} = L_{Z2} H_{Z2},$$

где $L_{Z2} = h_{z2} = 0,016 \text{ м}$ — глубина канавки рифления.

Магнитное напряжение зубцов и ярма статора, зазора и зубцов полюса

$$F_1 = F_\delta + F_{Z1} + F_{a1} + F_{Z2}.$$

Коэффициент насыщения $k_{Za(i+1)} = F_1 / F_\delta$.

Примечание. Если $|\Delta| = |F_1 / F_\delta - k_{Za}| > 0,03$, где k_{Za} выбранное на предыдущей итерации значение k_{Za} , то расчет необходимо повторить при уточнении $k_{Za} = F_1 / F_\delta$.

Коэффициент рассеяния полюсов при холостом ходе по (6.85)

$$\sigma_m = 1 + c_7 F_1 / \Phi,$$

где $c_7 = \mu_0 l_1 \lambda_{\Phi} = 4,57 \cdot 10^{-6} \text{ Г}$; $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7} \text{ Г/м}$; λ_{Φ} — магнитная проводимость для потока рассеяния полюсов по (6.86) при $b_m = 0,47 \text{ м}$.

$$\begin{aligned}\lambda_{\text{ф}} &= \lambda_p + \lambda_{\text{мд}} + \lambda_{\text{мл}} = 2,91; \\ \lambda_p &= \lambda'_p + 1,75(a_p/c_p + 0,2) - \\ &- 1,27(a_p/c_p - 0,5)^2 = 0,990; \\ \lambda_{\text{мд}} &= 1,75h_m/c_m = 1,44; \\ h_m &= 0,26 \text{ м}; b_p = 0,66 \text{ м}; \\ \lambda_{\text{мл}} &= 1,17b_m/l'_m = 0,478; \\ b_m &= 0,47 \text{ м}; l'_m = 1,15 \text{ м}; \\ a_p &= (b_p - b_m)/2 = 0,095 \text{ м}; \\ c_m &= c'_m - b_m = 0,32 \text{ м}; \\ \lambda'_p &= 0,0441; c_p = 0,267 \text{ м}; \\ c'_m &= 0,79 \text{ м}.\end{aligned}$$

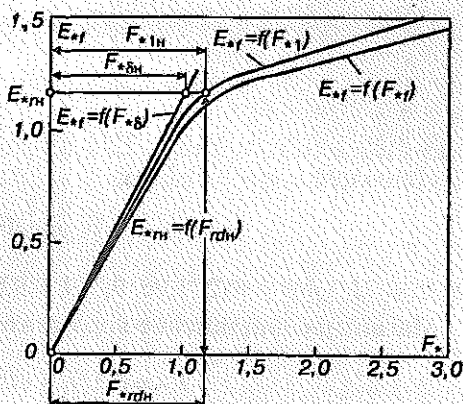


Рис. 10.2. Полная $E_{*ф} = f(F_{*ф})$ и частичная $E_{*ф} = f(F_{*п})$ характеристики холостого хода

Поток в сечении полюса у его основания

$$\Phi_m = \sigma_m \Phi.$$

Индукция в сечении полюса у его основания

$$B_m = c_8 \Phi_m = 1,85 \Phi_m,$$

где $c_8 = (k_{mc} l'_m b_m)^{-1} = 1,85 \text{ м}^{-2}$; $k_{mc} = 1,0$.

Магнитное напряжение сердечника полюса

$$F_m = h_m H_m = 0,263 H_m,$$

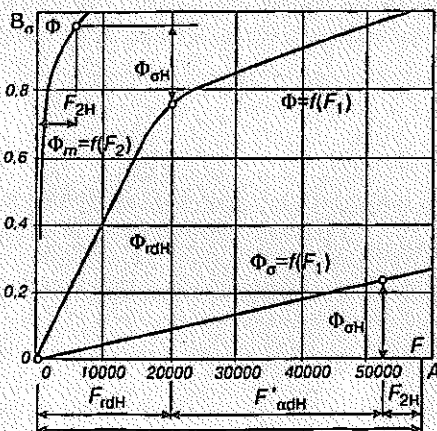


Рис. 10.3. Частичные характеристики намагничивания

где $h_m = 0,263 \text{ м}$; $H_m = f(B_m)$, А/м по табл. П2.3.

Остальные величины, необходимые для завершения расчета характеристик холостого хода и намагничивания, а именно $F_{\text{см}}$, F_2 , F_f , находятся по уравнениям (6.90; 6.91) и таблице, которая им предшествует.

Результаты расчета сведены в табл. 10.1. Последние три строки табл. 10.1, в которых представлены МДС F_f , F_1 и $F_{\text{с}}$, рассчитаны при $F_{fx} = 17\,256 \text{ А}$.

Характеристики холостого хода (полная и частичная) построены на рис. 10.2, частичные характеристики намагничивания на рис. 10.3.

Таблица 10.1

k_{Za}	1	1,01	1,02	1,07	1,5
	2	—	—	1,18	
	3			1,15	
E_f		0,5	1,0	$k_E=1,17$	1,3
U_B , В		6350			
δ_m/δ'		1,415	1,41	1,37	1,28
k_f		1,045	1,045	1,06	1,075
k_Φ		1,011	1,011	1,013	1,016
B_δ , Тл		0,396	0,793	0,915	1,002
F_δ , А		7855	15710	18122	19854
B_{Z1} , Тл		0,857	1,71	1,98	2,17
H_{Z1} , А/м		141	840	10900	57800
h_m , м		0,136			
F_{Z1} , Тл		19	114	1482	7861
B_{Z2} , Тл		0,662	1,32	1,53	1,67
H_{Z2} , А/м		540	2230	4540	8260
L_{Z2} , м		0,016			
F_{Z2} , А		9	36	73	132
B_{a1} , Тл		0,694	1,39	1,63	1,81
H_{a1} , А/м		140	1210	6200	15400
ζ		0,62	0,425	0,295	0,250
F_{a1} , А		51	304	1081	2275
$ \Delta $	1	0	0,0088	0,108	0,017
	2	—	—	0,033	—
	3	—	—	0	—
k_{Za}		1,01	1,028	1,15	1,52
B_m , Тл		0,672	1,35	1,60	1,83
H_m , А/м		548	2460	5900	18600
h_m , м		0,263			
F_m		144	647	1552	4892
F_{am} , А		102	445	620	781
F_f , А		8181	17256	22929	35795
F_l , А		7934	16164	20758	30122

F_2, A	246	1092	2172	5673
$\Phi_m, B6$	0,364	0,729	0,863	0,993
$\Phi, B6$	0,327	0,655	0,768	0,855
$\Phi_{\sigma}, B6$	0,0363	0,0739	0,0949	0,138
$F_{\sigma f} = F_f / F_{fx}$	0,474	1	1,33	2,07
$F_{\sigma 1} = F_1 / F_{fx}$	0,460	0,937	1,20	1,75
$F_{\sigma \delta} = F_{\sigma 1} / k_{Za}$	0,455	0,911	1,043	1,15

Примечания: 1. Значения $k_{Za}, |\Delta|$ приводятся для всех проведенных итераций (1, 2, 3); 2. Значения для всех других величин приводятся только для последней итерации по k_{Za} .

Индуктивные сопротивления обмоток

Коэффициент формы поля по продольной оси

$$k_d = k_f k_{ad} = 0,886,$$

где $k_f = 1,045$ по рис. 6.14; $k_{ad} = 0,848$ по рис. 6.18 (при $k_{Za} = 1$; $\delta'_{ad}/\delta = 1,42$; $\delta'/\tau = 0,03$; $\alpha = b'_p/\tau = 0,68$).

Коэффициент формы поля по поперечной оси

$$k_q = k_f k_{aq} = 0,496,$$

где $k_{aq} = 0,475$ по рис. 6.19.

Индуктивное сопротивление взаимоиндукции обмотки статора по продольной оси

$$\begin{aligned} x_{ad} &= 4m_1 f \mu_0 \tau l_1 w_1^2 k_w^2 k_d / (\pi k_s \delta p) = \\ &= 4 \cdot 3 \cdot 50 \cdot 4 \cdot 3,14 \cdot 10^{-7} \cdot 0,982 \cdot 1,25 \cdot 48^2 \times \\ &\times 0,923^2 \cdot 0,886 / 3,14 \cdot 1,08 \cdot 0,023 \cdot 4 = 5,17 \text{ Ом}; \end{aligned}$$

в относительных единицах

$$x_{*ad} = x_{ad} (I_n / U_n) = 5,168 (2620 / 6350) = 2,13.$$

Индуктивное сопротивление взаимоиндукции обмотки статора по поперечной оси

$$x_{aq} = 4m_1 f \mu_0 \tau l_1 w_1^2 k_w^2 k_q / (\pi k_s \delta p) = 2,91 \text{ Ом};$$

в относительных единицах

$$x_{*aq} = x_{aq} (I_n / U_n) = 2,91 (2620 / 6350) = 1,201.$$

Индуктивное сопротивление рассеяния обмотки статора

$$x_{\sigma} = 4\pi\mu_0 f w_1^2 l_1 \lambda_{\sigma} / (p q_1) = 0,390 \text{ Ом},$$

где

$$\lambda_{\sigma} = \lambda_{\text{поф}} + \lambda_{\text{н}} + \lambda_{\text{д}} = 4,13;$$

в относительных единицах

$$x_{\sigma} = x_{\sigma} (I_{\text{н}} / U_{\text{н}}) = 0,390 (2620 / 6350) = 0,161.$$

Коэффициент проводимости пазового рассеяния

$$\lambda_{\text{пз}} = (\lambda_{\text{н}} + \lambda_{\text{т}}) k_{\beta} = 2,24,$$

где $\lambda_{\text{н}} = h_1 / (3b_{\text{н}}) + (h_2 + h_4) / b_{\text{н}} = 2,23$; $\lambda_{\text{т}} = 0,35\delta / b_{\text{н}} = 0,329$; $k_{\beta} = (1 + 3\beta) / 4 = 0,875$; $\beta = y / \tau = 0,833$; h_1, h_2, h_4 — по рис. 10.1.

Коэффициент проводимости лобового рассеяния

$$\lambda_{\text{л}} = [0,15\beta\tau / (q_1 l_1)] (\lambda'_{\text{лн}} + \lambda'_{\text{лг}}) = 1,81,$$

где $\lambda'_{\text{лн}} = \lambda_{11\text{д}} - k_{\lambda} \lambda_{21\text{д}} = 90 - 8,949 \cdot 7,38 = 24,0$; $\lambda'_{\text{лг}} = 2,4q_1^2 = 86,4$; $\lambda_{11\text{д}} = 2,5q_1^2 = 90$; $k_{\lambda} = (2m_1 / \pi) q_1 (k_{\text{м1}} k_{\text{д}} / k_{\text{г}}) = 8,95$; $\lambda_{21\text{д}} = 1,23 \cdot q_1 = 7,38$; $\tau = 0,982 \text{ м}$; $q_1 = 6$.

Коэффициент проводимости дифференциального рассеяния

$$\lambda_{\text{д}} = \xi t_{21} k_{\text{н}} / (12k_{\delta}\delta) = 0,08,$$

где $k_{\text{н}} = 2\alpha_{\delta} / (1 + k_{\text{д}} / k_{\text{г}}) = 0,881$; $\alpha_{\delta} = \frac{2}{\pi} k_{\Phi} k_{\text{г}} = 0,673$ по (6.68) при $k_{\Phi} = 1,012$ (рис. 6.15); $\xi = 0,5$ (для массивных полюсов).

Индуктивное сопротивление рассеяния обмотки возбуждения

$$x_{\sigma_{\text{г}}} = (2k_{\text{ад}} / k_{\text{г}}) (\lambda_{\text{гн}} + \lambda_{\text{гф}} + \lambda_{\text{гд}}) (\delta k_{\delta} / \tau) x_{\sigma_{\text{ад}}} = 0,380,$$

где

$$\lambda_{\text{гн}} = (k_{\text{г}} / 2k_{\text{ад}}) (\tau / \delta k_{\delta}) \left(\frac{4}{\pi} k_{\text{ад}} k_{\Phi} - 1 \right) = 2,27;$$

$$\lambda_{\text{гф}} = (\lambda_{\text{г}} + \lambda_{\text{мн}} / 1,53) = (0,99 + 1,44 / 1,53) = 1,93;$$

$$\lambda_{\text{гд}} = \lambda_{\text{мл}} / 2,65 = 0,180.$$

Значения $\lambda_{\text{г}}$, $\lambda_{\text{мл}}$ и $\lambda_{\text{мн}}$ взяты из расчета характеристики холостого хода (коэффициент рассеяния полюсов $\sigma_{\text{м}}$).

Индуктивное сопротивление рассеяния демпферных контуров массивных полюсов по продольной оси:

а) индуктивное сопротивление рассеяния массивных полюсных наконечников

$$x_{\bullet pd} = 0,61 r_{\bullet pd} = 0,120,$$

где $r_{\bullet pd} = 0,196$ — активное сопротивление массивного полюсного наконечника при $f = 50$ Гц и $I = I_n$ по (6.156), найдено далее при расчете активных сопротивлений обмоток;

б) индуктивное сопротивление рассеяния короткозамыкающих колец по (6.111)

$$x_{\bullet nd} = (2k_{ad}/k_f)\lambda_{nd}(\delta k_\delta/\tau)x_{\bullet ad} = 0,0199,$$

где λ_{nd} — коэффициент проводимости для потокоцепления рассеяния короткозамыкающих колец по продольной оси

$$\lambda_{nd} = 0,18\tau/[(1 - k_{0k})l_1] = 0,229;$$

$$k_{0k} = (\sin \alpha\pi)/(\alpha\pi) = 0,382;$$

в) индуктивное сопротивление рассеяния демпферных контуров массивных полюсов

$$x_{\bullet ksd} = x_{\bullet pd} + x_{\bullet nd} = 0,14.$$

Индуктивное сопротивление рассеяния демпферных контуров массивных полюсов по поперечной оси:

а) индуктивное сопротивление рассеяния массивных полюсных наконечников

$$x_{\bullet pq} = 0,75x_{\bullet pd} = 0,0897;$$

б) индуктивное сопротивление рассеяния короткозамыкающих колец

$$x_{\bullet nq} = 15x_{\bullet nd} = 0,0299;$$

в) индуктивное сопротивление рассеяния демпферных контуров массивных полюсов при полных короткозамыкающих кольцах

$$x_{\bullet ksq} = x_{\bullet pq} + x_{\bullet nq} = 0,1196.$$

Индуктивное сопротивление нулевой последовательности

$$x_{\bullet 0} = [\pi^2/(k_w^2 k_d)] [(\lambda_{n0} + \lambda_{d0} + \lambda_{n0})/(m_1 q_1)] \times \\ \times (\delta k_\delta/\tau)x_{\bullet ad} = 0,0985,$$

где $\lambda_{\text{м}} = \lambda_{\text{м}}(k_{\text{р0}}/k_{\text{р}}) = 1,277$; $k_{\text{р0}} = 3\beta - 2 = 0,499$; $\beta = \gamma/\tau = 0,833$; $k_{\text{р}} = (1 + 3\beta)/4 = 0,875$;

$$\lambda_{\text{м0}} = [(k_{\text{м0}} \sqrt{2} k_{\text{р0}} k_{\text{р1}}^2 m_1 q_1) / (2\pi^2)] [\tau / (\delta k_s)] \times \\ \times [1 / (3q_1)^2 + 0,13 k_{\text{р0}} - 0,11 k_{\text{р0}}^2 + 0,037] = 0,902;$$

$k_{\text{м0}} = 0,5$ — для явнополюсных машин с массивными полюсами;

$k_{\text{р1}} = 0,956$ — коэффициент распределения по (6.19);

$\lambda_{\text{м0}} = 0,087 \beta \tau q_1 / l_1 = 0,342$; $\lambda_{\text{м}} = 2,24$ — коэффициент проводимости пазового рассеяния по (6.105).

Расчет МДС возбуждения при нагрузке проводится по алгоритму, изложенному в § 6.8. Результаты расчета МДС возбуждения при различных нагрузках ($U = 1$; $I = 0$; 0,25; 0,5; 0,75; 1,0; $\varphi = \varphi_{\text{н}} = -\arccos(0) = \pi/2$) сведены в табл. 10.2.

Ниже подробно излагается расчет МДС возбуждения при номинальной нагрузке ($U = 1$, $I = 1$, $\varphi = \varphi_{\text{н}} = \pi/2$).

1. ЭДС от результирующего поля взаимной индукции

$$E_{\text{гн}} = \sqrt{U^2 + I \cdot x_{\sigma} (2U \cdot \sin \varphi_{\text{н}} + I \cdot x_{\sigma})} = 1,16, \text{ где } x_{\sigma} = 0,161.$$

2. По рис. 10.2 для найденного $E_{\text{гн}}$ находим $F_{\text{1н}} = 1,175$; $F_{\text{бн}} = 1,033$ и $k_{\text{Za}} = F_{\text{1н}}/F_{\text{бн}} = 1,14$.

3. По рис. 6.23 для найденного k_{Za} и $\delta'_{\text{м}}/\delta' = k'_{\text{м}} = 1,42$ находим $\xi_d = 0,964$. По рис. 6.18 определяем $k_{\text{ад}} = 0,848$ (см. ранее).

4. Модуль вектора OQ при $\varphi_{\text{н}} = \pi/2$ не определяется. Углы $\alpha = \beta = \varphi_{\text{н}} = \pi/2$.

5. Проекция ЭДС $E_{\text{г}}$ на ось q

$$E_{\text{гдн}} = E_{\text{гн}} \cos(\beta - \alpha) = E_{\text{гн}} = 1,16.$$

6. По характеристике $E_{\text{г}} = f(F_{\text{г}})$ на рис. 10.2 находим МДС $F_{\text{гдн}} = F_{\text{1н}} = 1,175$. И затем ту же МДС в абсолютных единицах: $F_{\text{гдн}} = F_{\text{гдн}} F_{\text{гх}} = 20276 \text{ А}$, где $F_{\text{гх}} = 17256 \text{ А}$ — базисное значение МДС возбуждения.

7. По характеристике $\Phi = f(F_{\text{г}})$ на рис. 10.3 определяем магнитный поток взаимной индукции $\Phi_{\text{гдн}} = 0,762 \text{ Вб}$, соответствующий МДС $F_{\text{гдн}}$.

8. По (6.124) рассчитываем МДС $F'_{\text{ад}}$ эквивалентную в отношении влияния якоря на продольное поле

$$F'_{\text{адн}} = \xi_d k_{\text{ад}} F_{\text{гдн}} + k'_{\text{гд}} |F_{\text{гн}}| = 32053 \text{ А},$$

где $F_{dn} = F_{an} I \sin \beta = 39\,210 \text{ A}$; $F_{qn} = F_{an} I \cos \beta = 0$; $F_{an} = (\sqrt{2}/\pi) m_1 I_n w_1 k_{w1}/p = 39\,210 \text{ A}$, $I_n = 2620 \text{ A}$, $k_{w1} = 0,923$; $w_1 = 48$.

Таблица 10.2

I_0	0	0,25	0,5	0,75	1
$E_{or} = E_{ord}$	1	1,04	1,08	1,12	1,16
ξ_d	—	0,984	0,980	0,973	0,964
F_{rd} , кА	16,2	17,1	17,9	18,8	20,3
Φ_{rd} , Вб	0,655	0,688	0,708	0,730	0,762
F_{1f} , кА	16,2	25,3	34,2	43,1	52,3
Φ_{or} , Вб	0,0739	0,113	0,153	0,192	0,235
Φ_{mr} , Вб	0,729	0,801	0,861	0,922	0,997
F_2 , кА	1,09	1,57	2,10	3,33	6,00
F_f , кА	17,3	26,9	36,3	46,4	58,3
F_{fj}	1	1,56	2,10	2,69	3,38

9. Магнитное напряжение между полюсными наконечниками

$$F_{1fn} = F_{rdn} + F_{adn} = 52\,339 \text{ A.}$$

10. Поток рассеяния полюсов, соответствующий F_{1fn} .

$$\Phi_{an} = 0,235 \text{ Вб.}$$

11. Поток в сердечнике полюса

$$\Phi_{mn} = \Phi_{rdn} + \Phi_{an} = 0,997 \text{ Вб.}$$

Магнитное напряжение полюса

$$F_{2n} = 6000 \text{ A.}$$

12. МДС возбуждения при номинальной нагрузке

$$F_{fn} = F_{1fn} + F_{2n} = 58\,339 \text{ A.}$$

Та же МДС в относительных единицах

$$F_{*fn} = F_{fn}/F_{fx} = 3,38.$$

Индукции в участках магнитной цепи при номинальной нагрузке находятся в пределах, указанных в табл. 6.7:

$$B_{\delta n} = c_2 \Phi_{rn} / \alpha_{\delta} = 0,908 \text{ Тл, где } \alpha_{\delta} = (2/\pi) k_{\phi} k_f = 0,684;$$

$$k_{\phi} = 1,013; k_f = 1,06 \text{ по рис. 6.15 и 6.14 при } k_{Za} = 1,15;$$

$$k'_m = \delta_m k_{\delta m} / \delta k_\delta = 1,42; \alpha = 0,68; \delta' / \tau = 0,03;$$

$$\delta'_m / \delta' = (k'_m + k_{Za} - 1) / k_{Za} = 1,37;$$

$$\Phi_{rn} = \Phi_{rdn} = 0,762 \text{ Вб из табл. 10.2; } c_2 = 0,815 \text{ м}^{-2};$$

$$B_{Z1n} = c_3 B_{\delta n} = 1,96 \text{ Тл, где } c_3 = 2,16;$$

$$B_{c1n} = c_4 \Phi_{rn} = 1,62 \text{ Тл, где } c_4 = 2,12 \text{ м}^{-2};$$

$$B_{mn} = c_5 \Phi_{mn} = 1,84 \text{ Тл, где } c_5 = 1,85 \text{ м}^{-2}, \Phi_{mn} = 0,997 \text{ Вб.}$$

Выбор размеров и основных параметров обмотки возбуждения

Средняя длина полувитка обмотки возбуждения (предварительно)

$$l_f = b_m + l_m + 0,07\tau + \pi(\delta_n + \delta_k) = 1,78 \text{ м,}$$

где $l_m = 1,19 \text{ м; } b_m = 0,47 \text{ м, } \delta_n = 0,006 \text{ м по табл. 6.8, } \delta_k = 0,01 \text{ м —}$
толщина канала между полюсом и обмоткой.

Плотность тока в обмотке возбуждения (предварительно)

$$\Delta_f = (c_f \alpha_f \theta_f' k_x h'_m) / (\rho_f F_{fn}) = 4,63 \cdot 10^6 \text{ А/м}^2,$$

где $c_f = 2$ — коэффициент интенсивности охлаждения (при охлаждении катушки снаружи и изнутри со стороны канала).

Коэффициент теплоотдачи от поверхности катушки к охлаждаемому газу

$$\alpha_{fb} = ((16,7 + 22)/2) (1 + 4,4\sqrt{\tau}) = 103 \text{ Вт/м}^2 \text{ } ^\circ\text{C;}$$

$$\alpha_f = 1,3 ((H_n + H_a)/H_a)^{0,8} \alpha_{fb} = 233 \text{ Вт/м}^2 \text{ } ^\circ\text{C,}$$

где $H_a = H_n = 1 \cdot 10^5 \text{ Па.}$

Коэффициент заполнения высоты катушки медью (в первом приближении) $k_x = 0,985$.

Высота катушки основной обмотки возбуждения

$$h'_m = (h_m - \delta_h) / (1 + k_x) = 0,19 \text{ м,}$$

где $h_m = 0,263 \text{ м —}$ высота сердечника полюса; $\delta_h = 2\delta_{ш} + 0,04h_m + 0,006 = 0,0445 \text{ м; } \delta_{ш} = 0,05h_m = 0,014 \text{ м (табл. 6.8); } k_x = 0,15$ — отношение сечения дополнительной обмотки отрицательного возбуждения к сечению основной обмотки (см. задание на проект).

Превышение температуры обмотки возбуждения (предварительно) $\theta_f' = 75^\circ\text{C;}$ температура обмотки $t = \theta_f' + 35 + 5 = 115^\circ\text{C.}$

Удельное сопротивление меди обмотки

$$\rho_1 = \rho_{20} [1 + 0,004 (t - 20)] = 0,0242 \cdot 10^{-6} \text{ Ом} \cdot \text{м}.$$

Ширина провода

$$b_f = [\rho_1 / (c_f \alpha_f \theta_f')] [F_{fn} / (k_m h_m')]^2 = 0,0672 \text{ м}.$$

Принимаем $b_f = 0,065 \text{ м}$.

Наименьшее расстояние между поллюсами

$$x = (D - 2\delta - 2h_p - 2h_m) \operatorname{tg}(\pi/2p) - b'_m - 2b_f = 0,092 \text{ м},$$

где $b'_m = b_m + 2\delta_n + 2\delta_k = 0,502 \text{ м}$; $2\delta_n = 0,012 \text{ м}$ по табл. 6.8; $\delta_k = 0,01 \text{ м}$ — толщина канала; $h_p = 0,09 \text{ м}$; $\delta = 0,023 \text{ м}$. Условие $x \geq 0,01 l_1 \tau / h_m + 0,012 = 0,0587 \text{ м}$ выполняется.

Минимально допустимая высота провода

$$a_{f\min} = b_f / 16 = 0,065 / 16 = 0,00406 \text{ м}.$$

Максимально допустимая высота провода

$$a_{f\max} = b_f / 6 = 0,065 / 6 = 0,0108 \text{ м}.$$

По табл. П1.3 выбираем нормализованную высоту провода $a_f = 0,004 \text{ м}$, которая находится в найденных пределах.

Сечение провода (окончательно)

$$s_f = a_f b_f = 2,6 \cdot 10^{-4} \text{ м}^2.$$

Превышение температуры по (6.130) при выбранных размерах

$$\theta_f' = [\rho_1 / (\alpha_f b_f)] [F_{fn} / (k_x h_m')]^2 = 77,5 \text{ }^\circ\text{C}.$$

Плотность тока по (6.129) при выбранных размерах

$$\Delta_f = c_f \alpha_f \theta_f' k_x h_m' / (\rho_1 F_{fn}) = 4,79 \cdot 10^6 \text{ А/м}^2.$$

Номинальный ток возбуждения (предварительно)

$$I_{fn} = \Delta_f s_f = 1245 \text{ А}.$$

Число витков в катушке возбуждения

$$w_f = F_{fn} / I_{fn} = 46,8.$$

Принимаем $w_f = 47$.

Уточняем номинальный ток возбуждения:

$$I_{fn} = F_{fn} / w_f = 58\,329 / 47 = 1241 \text{ A.}$$

Сопротивление обмотки при $t = 130^\circ\text{C}$

$$r_{f130} = 4\rho_{130} p w_f I_f / s_f = 0,130 \text{ Ом, где } \rho_{130} = 0,0252 \cdot 10^{-6} \text{ Ом} \cdot \text{м.}$$

Сопротивление обмотки при $t = 15^\circ\text{C}$

$$r_{f15} = r_{f130} / 1,46 = 0,0889 \text{ Ом.}$$

Ток возбуждения при холостом ходе и номинальном напряжении

$$I_{fx} = F_{fx} / w_f = 367 \text{ A.}$$

Напряжение на кольцах обмотки возбуждения при номинальной нагрузке и $t = 130^\circ\text{C}$

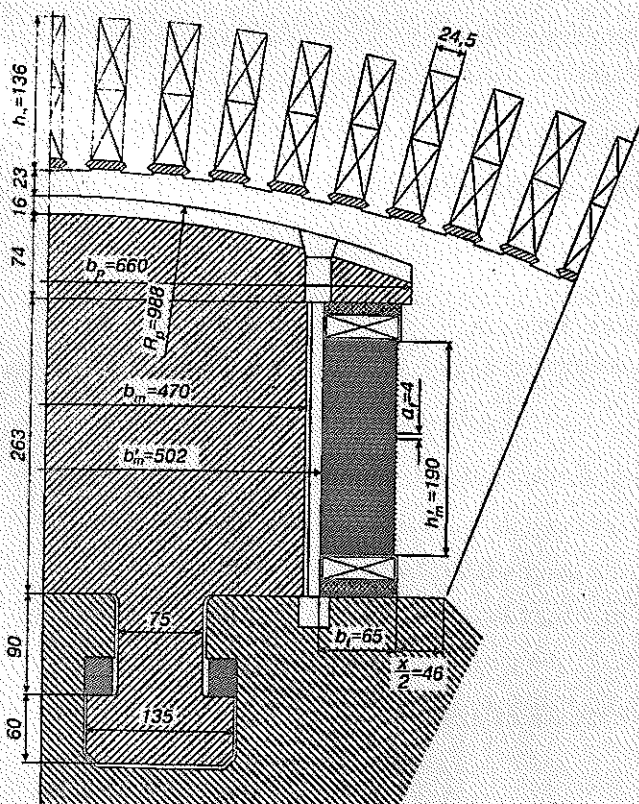


Рис. 10.4. Разрез полюса ротора

$$U'_{fн} = r_{f130} I_{fн} = 161 \text{ В.}$$

Напряжение на кольцах при холостом ходе и $t = 15^\circ\text{C}$

$$U'_{fх} = r_{f15} I_{fх} = 32,6 \text{ В.}$$

Номинальное напряжение возбuditеля

$$U_{fн} = 1,15 U'_{fн} = 185 \text{ В.}$$

Предельное напряжение возбuditеля

$$U_{f\max} = k_{np} U_{fн} = 370 \text{ В,}$$

где $k_{np} = 2,0$ по ГОСТ 609 — 75.

Разрез полюса с обмоткой возбуждения показан на рис. 10.4.

Параметры и постоянные времени

Активное сопротивление фазы обмотки статора при $t = 75^\circ\text{C}$:

$$\begin{aligned} r_a &= k_r \rho_{75} 2l_{cp} w_1 / (a_1 s_1) = \\ &= 1,066 \cdot 0,0214 \cdot 10^{-6} \cdot 2 \cdot 2,72 \cdot 48 / (1 \cdot 619 \cdot 10^{-6}) = 0,00962 \text{ Ом,} \end{aligned}$$

где средняя длина полувитка

$$l_{cp} = l_1 + 1,8\tau\beta = 1,25 + 1,8 \cdot 0,982 \cdot 0,833 = 2,72 \text{ м.}$$

Коэффициент увеличения сопротивления обмотки вследствие поверхностного эффекта

$$k_r = 1 + (l_1 / l_{cp}) (k_{ra} - 1) = 1,066;$$

$$k_{ra} = \varphi + (\psi/3) (k_p^2 m_s^2 - 1) = 1,144;$$

$$\xi = a_3 / h = 0,188; h = 0,0104 \sqrt{b_u / b_\Sigma} = 0,0131 \text{ м;}$$

$$b_\Sigma = n b_s = 2 \cdot 0,0075 = 0,015 \text{ м; } b_u = 0,0245 \text{ м;}$$

$$\varphi = 1 + 0,09\xi^4 = 1,0; \psi = 0,33\xi^4 = 4,13 \cdot 10^{-4};$$

$$m_s = (c_3 / n_s) u_{п1} = (34/2)2 = 34; k_p^2 = (9\beta + 7)/16 = 0,906;$$

$$\beta = y/\tau = 0,833; l_1 = 1,25 \text{ м, } a_3 = 0,0025 \text{ м.}$$

В относительных единицах

$$r_{*a} = r_a (I_n / U_n) = 0,00397.$$

Омическое сопротивление обмотки возбуждения при $t = 75^\circ\text{C}$

$$r_f = 0,82 r_{f130} = 0,82 \cdot 0,130 = 0,1066 \text{ Ом},$$

в относительных единицах

$$r_{of} = \frac{8\rho_{75} l_f}{(2s_f \omega_f) l_1} \cdot \frac{k_{ad} k_{\delta\delta}}{\mu_0 k_f} \cdot \frac{x_{ad}}{\omega} =$$

$$= \frac{8 \cdot 0,0214 \cdot 10^{-6} \cdot 1,78}{(2 \cdot 2,6 \cdot 10^{-4} \cdot 47) \cdot 1,25} \cdot \frac{0,848 \cdot 1,08 \cdot 0,023}{4 \cdot 3,14 \cdot 10^{-7} \cdot 1,045 \cdot 0,982} \cdot \frac{2,13}{6,28 \cdot 50} = 0,0011.$$

Активное сопротивление демпферных контуров массивных полюсов по продольной оси:

а) глубина проникновения поля в полюсы из магнитно-мягких сталей Ст5, сталь 35, 34НМ1А при омическом сопротивлении $\rho_m = 0,25 \cdot 10^{-6}$ Ом·м и частоте $f = 50$ Гц (м)

$$\Delta_m = 0,314 [F_d / (k_F \cdot x_{ad})]^{4/9} \cdot 10^{-4} =$$

$$= 0,314 [39\,210 / (0,5 \cdot 0,161)]^{4/9} \cdot 10^{-4} = 0,0106 \text{ м};$$

б) активное сопротивление массивных полюсных наконечников при $f = 50$ Гц по (6.156)

$$r_{pd} = \frac{2,08\pi^2 \rho_m l_p k_\varphi}{b'_p \Delta_m l_1} \cdot \frac{k_{\delta\delta}}{\mu_0 k_d} \cdot \frac{x_{ad}}{\omega} = 0,196,$$

где $k_\varphi = 1,56$; $k_F = 0,5$ по рис. 6.28 при $\alpha = 0,68$; $l_p = 1,43$ м;

в) активное сопротивление короткозамыкающих колец по (6.153)

$$r_{nd} = \frac{0,217\pi^2 \rho_{\pi 75} \alpha}{(1 - k_{\alpha x}) s_x l_1} \cdot \frac{k_{ad} k_{\delta\delta}}{\mu_0 k_F} \cdot \frac{x_{ad}}{\omega} = 1,36 \cdot 10^{-3},$$

где $\alpha = b'_p / \tau = 0,68$; $k_{\alpha x} = (\sin(\alpha\pi)) / (\alpha\pi) = 0,395$; $s_x = 32,3 \cdot 10^{-4}$ м;

г) активное сопротивление демпферных контуров массивных полюсов при $f = 50$ Гц

$$r_{kd} = r_{pd} + r_{nd} = 0,196 + 0,0014 = 0,1974.$$

Активное сопротивление демпферных контуров массивных полюсов по поперечной оси:

а) активное сопротивление массивных полюсных наконечников

$$r_{pq} = 0,75 r_{pd} = 0,75 \cdot 0,186 = 0,147;$$

б) активное сопротивление короткозамыкающих колец

$$r_{nq} = 1,5 r_{nd} = 1,5 \cdot 0,00136 = 0,00204;$$

в) активное сопротивление демпферных контуров массивных полюсов

$$r_{*kq} = r_{*pq} + r_{*nq} = 0,147 + 0,00204 = 0,149.$$

Постоянные времени и индуктивные сопротивления обмоток синхронной машины при разомкнутых других обмотках

Индуктивное сопротивление обмотки якоря по продольной оси при разомкнутых обмотках ротора

$$x_{*d} = x_{*o} + x_{*ad} = 0,161 + 2,13 = 2,29.$$

Индуктивное сопротивление обмотки якоря по поперечной оси при разомкнутых обмотках ротора

$$x_{*q} = x_{*o} + x_{*aq} = 0,161 + 1,20 = 1,362.$$

Индуктивное сопротивление и постоянная времени обмотки возбуждения при разомкнутых других обмотках

$$x_{*f} = x_{*fo} + x_{*ad} = 0,380 + 2,13 = 2,51,$$

$$T_f = x_{*f} / (\omega r_{*f}) = 7,26 \text{ с.}$$

Индуктивное сопротивление и постоянная времени демпферных контуров массивных полюсов по продольной и поперечной осям при разомкнутых других обмотках

$$x_{*kd} = x_{*koad} + x_{*ad} = 0,1395 + 2,13 = 2,27,$$

$$T_{kd} = x_{*kd} / (\omega r_{*kd}) = 0,037 \text{ с.}$$

$$x_{*kq} = x_{*koq} + x_{*aq} = 0,1196 + 1,201 = 1,32,$$

$$T_{kq} = x_{*kq} / (2\pi 50 r_{*kq}) = 0,028 \text{ с.}$$

Параметры и постоянные времени, характеризующие переходные процессы

Сверхпереходное индуктивное сопротивление обмотки якоря по продольной оси

$$x''_{*d} = x_{*o} + (1/x_{*ad} + 1/x_{*fo} + 1/x_{*koad})^{-1} = 0,257.$$

Сверхпереходное индуктивное сопротивление обмотки якоря по поперечной оси и постоянная времени затухания поперечных сверхпереходных токов

$$x''_{*q} = x_{*o} + (1/x_{*aq} + 1/x_{*koq})^{-1} = 0,270.$$

Постоянная времени затухания аperiodической составляющей тока якоря

$$T_a = x_2 k_f / (\omega r_a) = 0,264 \cdot 1,066 / (2 \cdot \pi \cdot 50 \cdot 0,397) = 0,226 \text{ с.}$$

Параметры несимметричных режимов работы синхронной машины

Индуктивное сопротивление для токов нулевой последовательности $x_0 = 0,0985$ (см. расчет индуктивных сопротивлений обмоток).

Индуктивное сопротивление для токов обратной последовательности

$$x_{\Sigma} = (x''_d + x''_q) / 2 = 0,264.$$

Механическая постоянная времени или постоянная инерции вращающихся частей

$$T_J = J_p \Omega_n^2 / S_n = 30\,212 \cdot 78,5 / 50\,000 \cdot 10^3 = 3,72 \text{ с,}$$

где $J_p = 825 \cdot D^4 l_1 \phi_J = 825 \cdot 2,5^4 \cdot 1,25 \cdot 0,75 = 30\,212 \text{ кг} \cdot \text{м}^2$.

Момент инерции вращающихся частей по (5.9) при $\phi_J = 0,75$.

Массы активных и конструктивных частей

Масса зубцов сердечника статора

$$G_z = g_c l_m k_c h_n b_{z1/2} z_1 = 7800 \cdot 1,06 \cdot 0,93 \cdot 0,136 \cdot 0,033 \cdot 144 = 4970 \text{ кг,}$$

где $g_c = 7800$ — плотность стали, кг/м^3 ,

$$b_{z1/2} = \pi (D + h_n) / z_1 - b_n = 3,14 (2,5 + 0,136) / 144 - 0,0245 = 0,033 \text{ м.}$$

Масса ярма сердечника статора

$$\begin{aligned} G_a &= g_c l_m k_c \pi (D_a - h_a) h_a = \\ &= 7800 \cdot 1,06 \cdot 0,93 \cdot 3,14 (3,25 - 0,239) \cdot 0,239 = 17375 \text{ кг.} \end{aligned}$$

Масса проводов обмотки статора

$$G_{m1} = g_m s_1 u_{\pi} l_{\text{ср}} Z_1 = 8900 \cdot 619 \cdot 10^{-6} \cdot 2 \cdot 2,72 \cdot 144 = 4318 \text{ кг,}$$

где $g_m = 8900$ — плотность меди, кг/м^3 .

Масса проводов обмотки возбуждения

$$G_{mf} = g_m s_f (4 p l_f w_f) = 8900 \cdot 2,6 \cdot 10^{-4} (4 \cdot 4 \cdot 1,78 \cdot 47) = 3097 \text{ кг.}$$

Масса короткозамыкающих колец массивных полюсов

$$G_z = 2g_z s_z \pi (D - 2\delta - h_z) = \\ = 2 \cdot 8900 \cdot 32,3 \cdot 10^{-4} \cdot 3,14 (2,5 - 2 \cdot 0,023 - 0,09) = 427 \text{ кг.}$$

Масса стали полюсов

$$G_m = 2pg_c l_m k_{mc} (h_m b_m + 0,8 h_p b_p l_p / l_m') = \\ = 2 \cdot 4 \cdot 7800 \cdot 1,15 \cdot 1 (0,263 \cdot 0,47 + 0,8 \cdot 0,09 \cdot 0,66 \cdot 1,43 / 1,15) = \\ = 12991 \text{ кг.}$$

Масса обода ротора

$$G_o = (\pi g_o / 4) l_{a2} [D_{a2}^2 - (D'_{a2})^2] k_o = \\ = (3,14 \cdot 7800 / 4) \cdot 1,32 [1,748^2 - 0,972^2] \cdot 0,8 = 13654 \text{ кг.}$$

Масса ротора (с учетом массы вала и других вращающихся частей)

$$G_p = 1,2 (G_o + G_m + G_{af} + G_z) = 36200 \text{ кг.}$$

Расчет потерь в КППД

Потери холостого хода

Магнитные потери в сердечнике статора (основные)

$$P_{\Sigma} = k_{\Sigma} p_a G_a + k_{\Sigma} p_z G_z = 86924 \text{ Вт,}$$

где

$$p_a = p_{1/50} B_{a1}^2 (f/50)^{1,3} = 2,7 \text{ Вт/кг;}$$

$$p_z = p_{1/50} B_{z1}^2 (f/50)^{1,3} = 3,07 \text{ Вт/кг;}$$

$p_{1/50} = 1,05 \text{ Вт/кг}$ — для стали 3413 в зоне зубцов, где магнитные линии совпадают с направлением прокатки; $p_{1/50} = 1,4 \text{ Вт/кг}$ — в зоне ярма, где магнитные линии перпендикулярны направлению прокатки; $B_{z1} = 1,71 \text{ Тл}$; $B_{a1} = 1,39 \text{ Тл}$ по табл. 10.1 при $E_f = U_n$.

Добавочные потери на поверхностях полюсных наконечников при х.х.

$$P_{p0} = 2\pi \alpha t l_1 k_{\Delta} (z_1 \Omega_n)^{1,5} (B_o t_{z1})^2 = \\ = 2 \cdot 4 \cdot 0,68 \cdot 0,982 \cdot 1,25 \cdot 685 (144 \cdot 78,5^{1,5} (0,0635 \cdot 0,0545))^2 = \\ = 72615 \text{ Вт,}$$

где

$$B_o = B_\delta (k_{\delta 1} - 1) = 0,0635 \text{ Тл};$$

$$B_\delta = C_2 \Phi / \alpha_\delta = 0,794 \text{ Тл}; k_{\delta 1} = 1,086; k_\Delta = 685;$$

$$\alpha_\delta = (2/\pi) k_\Phi k_f \text{ по табл. 10.1 при } E_f = U_m; \Omega_n = 78,5 \text{ 1/с.}$$

Потери в стали при холостом ходе

$$P_{\text{м0}} = P_{\text{м}} + P_{p0} = 159540 \text{ Вт.}$$

Потери короткого замыкания

Основные электрические потери в обмотке статора при $t = 75^\circ\text{C}$

$$P_s = 3 (r_a / k_r) I_n^2 = 3 (0,00962 / 1,066) \cdot 2620^2 = 185840 \text{ Вт.}$$

Добавочные потери в обмотке статора

$$P_{\text{эл}} = (k_r - 1) P_s = 12265 \text{ Вт.}$$

Добавочные потери в зубцах статора от третьей гармонической составляющей поля

$$P_{\text{зз}} = 10,7 p_{1/50} B_z^{5/4} G_z = 39279 \text{ Вт.}$$

Индукция в зубцах от третьей гармонической составляющей поля

$$B_z = B_{z1} (A_{3m} Z_{\text{од}} + 1,27 A_{3d} x_{\text{од}}) = 0,755 \text{ Тл},$$

где по кривым рис. 6.29 и 6.30 при $\alpha = 0,68$ и $\delta'/\tau = 0,025$:

$$A_{3m} = B_2 B_1 - 0,7 = 0,0498; A_{3d} = A_1 A_2 = 0,121; x_{\text{од}} = 2,29,$$

$$B_1 = 0,364; B_2 = 2,06; A_1 = 0,51; A_2 = 0,237; x_{\text{од}} = 2,13.$$

Добавочные потери на поверхности полюсных наконечников от зубчатости статора при коротком замыкании

$$P_{\text{px}} = 0,2 \{ 2 p x_{\text{од}} [Z_1 (k_{\delta 1} - 1)]^2 P_{p0} = 31774 \text{ Вт.}$$

Добавочные потери на поверхности полюсного наконечника от высших гармонических составляющих МДС статора при коротком замыкании

$$P'_{\text{px}} = (2,1/\sqrt[3]{q_1}) [k' x_{\text{од}} / (k_{\delta 1} - 1)]^2 P_{p0} = 150000 \text{ Вт},$$

где $k' = 0,054$ по таблице в § 6.12; $q_1 = 6$.

Сумма добавочных потерь при коротком замыкании

$$P_{\text{зд}} = P_{\text{зд}} + P_{\text{кз}} + P_{\text{рз}} + P'_{\text{рз}} = 233\,000 \text{ Вт.}$$

Полные потери при коротком замыкании и номинальном токе статора

$$P_{\text{кз}} = P_{\text{с}} + P_{\text{зд}} = 419\,000 \text{ Вт.}$$

Потери на возбуждение

$$P_{\text{ф}} = r_{\text{ф}} I_{\text{ф}}^2 / \eta_{\text{ф}} = 0,1066 \cdot 1241^2 / 0,85 = 193\,000 \text{ Вт.}$$

Механические потери. 1. Вентиляционные потери

$$P_{\text{в}} = k_{\text{в}} H Q = k_{\text{в}} Q = 59\,800 \text{ Вт,}$$

где $k_{\text{в}} = k_{\text{в}} g_0 v^2 = 4104 \text{ Дж/м}^3$; $k_{\text{в}} = 1,4$; $g_0 = 0,152 (H_{\text{а}} + H_{\text{н}}) / H_{\text{а}} = 0,304 \text{ кг/м}^3$; $H_{\text{а}} = H_{\text{н}} = 1 \cdot 10^5 \text{ Па}$;

$$v = 2ft = 2 \cdot 50 \cdot 0,982 = 98,2 \text{ м/с};$$

$$Q = (\eta_{\text{ф}} P_{\text{ф}} + P_{\text{р}} + P_{\text{сн}} + P_{\text{фс}}) / (C_{\text{в}} \theta_{\text{т}} - k_{\text{в}}) = 14,6 \text{ м}^3/\text{с};$$

$$P_{\text{р}} = P_{\text{ро}} + P_{\text{рз}} + P'_{\text{рз}} = 254\,000 \text{ Вт};$$

$$P_{\text{сн}} = P_{\text{с}} + P_{\text{зд}} = 198\,000 \text{ Вт};$$

$$P_{\text{фс}} = P_{\text{н}} + P_{\text{кз}} = 12\,6000 \text{ Вт}; \theta_{\text{т}} = 25^\circ \text{ C};$$

$$C_{\text{в}} = 1100 (H_{\text{а}} + H_{\text{н}}) / H_{\text{а}} = 2200 \text{ Дж/}(\text{м}^3 \cdot ^\circ \text{ C}).$$

2. Потери на трение в подшипниках скольжения

$$P_{\text{н}} = 0,5 N_{\text{р}} v_{\text{н}} \sqrt{\Omega_{\text{н}} / p_{\text{н}}} = 23\,590 \text{ Вт};$$

$$N_{\text{р}} = g G_{\text{р}} = 9,81 \cdot 36\,200 = 355\,000 \text{ Н};$$

$$p_{\text{н}} = 10^6 \text{ Па}; v_{\text{н}} = d_{\text{н}} \Omega_{\text{н}} / 2 = 15 \text{ м/с}; \Omega_{\text{н}} = 78,5 \text{ 1/с};$$

$$d_{\text{н}} = \sqrt{N_{\text{р}} / (2,4 p_{\text{н}})} = 0,384.$$

3. Суммарные механические потери

$$P_{\text{т}} = P_{\text{в}} + P_{\text{н}} = 83\,390 \text{ Вт.}$$

Полные потери компенсатора при номинальной нагрузке

$$\Sigma P = P_{\text{м0}} + P_{\text{м}} + P_{\text{ф}} + P_{\text{т}} = 855\,000 \text{ Вт.}$$

Относительные потери при номинальной нагрузке

$$(\Sigma P)_{\text{н}} = (\Sigma P) / S_{\text{н}} = 0,0171.$$

Потери при частичных нагрузках

Результаты расчета потерь при частичных нагрузках в случае перевозбуждения сведены в табл. 10.3. Характеристика относительных потерь и регулировочная характеристика представлены на рис. 10.5.

Таблица 10.3

I_*	0	0,25	0,5	0,75	1,0
$F_f, \text{кА}$	17,3	26,9	36,3	46,4	58,3
$P_{\Sigma} = P_{\Sigma\text{н}} I_*^2, \text{кВт}$	0	26,2	105	236	419
$P_f = P_{f\text{н}} (F_f / F_{f\text{н}})^2, \text{кВт}$	16,9	40,9	74,8	122	193
$\Sigma P, \text{кВт}$	260	310	422	601	855
$S = \sqrt{(S_{\text{н}} I_*)^2 + (\Sigma P) \cdot 10^3} \cdot \text{А}$	260	12,5	25,0	37,5	50
$(\Sigma P)_* = \Sigma P / S$	1	0,0248	0,0169	0,0160	0,0171

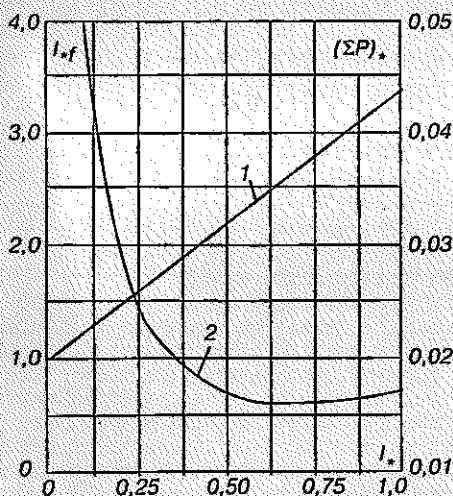


Рис. 10.5. Регулировочная характеристика ($I - I_f = F_f = f(I_*)$) и характеристика относительных потерь ($(\Sigma P)_* = f(I_*)$)

§ 10.2. ТЕПЛОВОЙ РАСЧЕТ

Определение превышения температуры обмотки и сердечника статора (см. § 8.2)

Потери в обмотке статора (на пакетном делении)

$$P'_{\text{Cu}} = (P_{\Sigma} + P_{\Sigma\text{н}}) (l'_1 + b_{\Sigma}) / l_{\text{cp}} = 4734 \text{ Вт},$$

где $l'_1 = 0,055 \text{ м}$; $b_{\Sigma} = 0,01 \text{ м}$; $l_{\text{cp}} = 2,72 \text{ м}$.

Потери в сердечнике статора (на пакетном делении)

$$P'_{Fe} = (P_M + P_{\Sigma}) / (n_s + 1) = 6310 \text{ Вт},$$

где $n_s = 19$.

Тепловое сопротивление изоляции в вентиляционном канале

$$R_I = \delta_n / (\lambda b_n \Pi_n) = 0,0575^\circ\text{C/Вт},$$

где $\delta_n = 0,0038 \text{ м}$; $\lambda = 0,18 \text{ Вт/(м} \cdot ^\circ\text{C)}$ — по табл. 6.4 для терморезистивной изоляции; $\Pi_n = 2z(h_n - h_{\Sigma}) = 2 \cdot 144(0,136 - 0,0085) = 36,7 \text{ м}$.

Тепловое сопротивление от поверхности изоляции к воздуху в канале

$$R_{II} = (\alpha_{n1} b_n \Pi_n)^{-1} = 0,0172^\circ\text{C/Вт};$$

где $\alpha_{n1} = 13,3(1 + \sqrt{v_{n1}}) k_T = 158 \text{ Вт/(м}^2 \cdot ^\circ\text{C)}$;

$$k_T = 1,3[(H_n + H_{\Sigma})/H_a]^{0,8} = 2,26; v_{n1} = Q/S'_{cp} = 18,1 \text{ м/с};$$

$$S'_{cp} = [\pi(D + h_n) - Z(b_n + b_r)] n_s b_n =$$

$$= [3,14(2,5 + 0,136) - 144(0,0245 + 0,0035)] \cdot 19 \cdot 0,01 = 0,807 \text{ м}^2;$$

$b_r = 0,0035 \text{ м}$ — толщина вентиляционной распорки.

Тепловое сопротивление изоляции в пределах пакета

$$R_{III} = \delta_n / (\lambda'_I \Pi_n) = 0,0105^\circ\text{C/Вт}.$$

Тепловое сопротивление от пакета к воздуху

$$R_{IV} = 0,78 \quad R_{\Sigma} = 0,000677^\circ\text{C/Вт}, \text{ где } R_{\Sigma} = (\alpha'_{s1} s_2)^{-1} = 0,000868^\circ\text{C/Вт};$$

$$\alpha'_{s1} = 16,7(1 + \sqrt{v_{s1}}) k_T = 198 \text{ Вт/(}^\circ\text{C} \cdot \text{м}^2); s_2 = 2[0,785(D_a^2 - D^2) - b_n h_n z] =$$

$$= 2[0,785(3,25^2 - 2,5^2) - 0,0245 \cdot 0,136 \cdot 144] = 5,81 \text{ м}^2.$$

Среднее превышение температуры водорода в вентиляционном канале

$$\theta_{r1} = (P_{\Sigma} + P_s + P_p + 0,5P_{Cu} + 0,5P_{Fe}) / (c_v Q) = 20,8^\circ\text{C},$$

где $c_v = 2200 \text{ Дж/(м}^3 \cdot ^\circ\text{C)}$ — из расчета вентиляционных потерь. Превышение температуры обмотки статора над температурой охлаждающего водорода

$$\theta_{Cu} = (R_I + R_{II}) [P'_{Cu} (R_{III} + R_{IV}) + P'_{Fe} R_{IV}] / (R_I + R_{II} + R_{III} + R_{IV}) + \theta_{r1} = 70,5^\circ\text{C}.$$

Превышение температуры сердечника статора над температурой охлаждающего водорода

$$\theta_{Fe} = R_{IV} [(P'_{Fe} + P'_{Cu}) (R_I + R_{II}) + P'_{Fe} R_{III}] / (R_I + R_{II} + R_{III} + R_{IV}) + \theta_{r1} = 27,8^\circ\text{C}.$$

Определение превышения температуры обмотки возбуждения

Потери в элементе витка

$$P_f = \Delta_f^2 s_f \rho_l = (4,79 \cdot 10^6)^2 \cdot 2,6 \cdot 10^{-4} \cdot 0,0242 \cdot 10^{-6} = 144 \text{ Вт.}$$

Тепловое сопротивление при переходе тепла в межполюсное пространство

$$R_f^2 = (\alpha_{f2} a_f)^{-1} = 0,784^\circ\text{C/Вт, где } \alpha_{f2} = 22(1 + \sqrt{v_{f2}}) k_r = 3198 \text{ Вт/(м}^2 \cdot ^\circ\text{C);}$$

$$v_{f2} = v_{f2}' = 0,3 v = 29,5 \text{ м/с; } v = 2 f \tau = 98,2 \text{ м/с; } \tau = 0,982 \text{ м; } a_f = 0,004 \text{ м.}$$

Тепловое сопротивление при переходе тепла в канал между полюсом и обмоткой

$$R_{f2}' = (\alpha_{f2}' a_f)^{-1} = 1,03^\circ\text{C/Вт, где } \alpha_{f2}' = 16,7(1 + \sqrt{v_{f2}}) k_r = 242 \text{ Вт/(м}^2 \cdot ^\circ\text{C).}$$

Общее тепловое сопротивление

$$R_f = R_{f2} R_{f2}' / (R_{f2} + R_{f2}') = 0,444^\circ\text{C/Вт.}$$

Превышение температуры обмотки возбуждения над охлаждающим газом

$$\theta_f' = R_f P_f' = 64^\circ\text{C.}$$

Среднее превышение температуры водорода в межполюсном пространстве

$$\theta_{12} = 0,5 (P_v + P_{fd}) / (C_v Q) =$$

$$= 0,5 (59\,800 + 193\,000) / (2200 \cdot 14,6) = 4^\circ\text{C.}$$

Превышение температуры обмотки ротора над температурой охлаждающего водорода

$$\theta_f = \theta_f' + \theta_{12} = 68^\circ\text{C.}$$

§ 10.3. РАСЧЕТ ХАРАКТЕРИСТИК ПРИ АСИНХРОННОМ ПУСКЕ

Расчет характеристик при асинхронном пуске осуществляется итерационным путем по алгоритму, изложенному в § 6.13.

Начальное значение пускового тока, используемое в первой итерации при скольжении $s=1$, определяется по (6.199):

$$I_{v0} = k_v / x_d'' = 0,4 / 0,257 = 1,56 ,$$

где $k_v = 0,4$ — коэффициент уменьшения напряжения при пуске через реактор; $x_d'' = 0,257$ — сверхпереходное индуктивное сопротивление по продольной оси.

Начальное значение сопротивления реактора, обеспечивающее понижение напряжения на СК до $k_U U_n$, находится в первом приближении (для расчета на первой итерации при $s=1$) по (6.200)

$$x_{p0} = x_d''(1 - k_U)/k_U = 0,257(1 - 0,4)/0,4 = 0,385.$$

При этих значениях $I_{n0} = 1,56$ и $x_{p0} = 0,385$ производится расчет I_n и M_n (пускового тока и пускового момента) при скольжении $s=1$ на первой итерации ($i=1$), который приводится далее полностью.

Активное сопротивление массивных полюсных наконечников (МПН) по продольной оси ($s=1, i=1$) по (6.202)

$$r_{pds} = r_{pd} \sqrt{s/I_{n0}^{0,444}} = 0,196 \sqrt{1/1,56^{0,444}} = 0,161.$$

То же, по поперечной оси по (6.203)

$$r_{pqs} = 0,75 r_{pds} = 0,75 \cdot 0,161 = 0,121.$$

Индуктивное сопротивление рассеяния МПН по продольной оси ($s=1, i=1$) по (6.204)

$$x_{pds} = 0,61 r_{pds} = 0,61 \cdot 0,161 = 0,0982.$$

То же, по поперечной оси по (6.205)

$$x_{pqs} = 0,46 r_{pds} = 0,46 \cdot 0,161 = 0,0741.$$

Активные сопротивления демпферных контуров по продольной и поперечной осям ($s=1, i=1$) по (6.206)

$$r_{kds} = r_{kd}/s = 0,1624/1 = 0,1624,$$

$$r_{kqs} = r_{kq}/s = 0,1230/1 = 0,1230,$$

где $r_{kd} = r_{pds} + r_{nd} = 0,161 + 1,36 \cdot 10^{-3} = 0,1624$,

$$r_{kq} = r_{pqs} + r_{nq} = 0,121 + 0,00204 = 0,1230,$$

где r_{nd} и r_{nq} — см. ранее.

Индуктивные сопротивления демпферных контуров по продольной и поперечной осям ($s=1, i=1$) по (6.207)

$$x_{kds} = x_{pds} + x_{nd} = 0,0982 + 0,0199 = 0,1181,$$

$$x_{kqs} = x_{pqs} + x_{nq} = 0,0741 + 0,0299 = 0,104,$$

где x_{nd} и x_{nq} — см. ранее.

Сопротивления роторных контуров по продольной оси ($s=1, i=1$) по (6.208)

$$y_{ad} = (jx_{ad})^{-1} = \frac{1}{j2,13} = -j0,469;$$

$$y_f = (r_{f2}/s + jx_{f2})^{-1} = \frac{1}{0,0121/1 + j0,38} = 0,0837 - j2,629,$$

где $r_{f2} = 11r_f = 11 \cdot 0,0011 = 0,0121$;

$$y_{kds} = (r_{kds} + jx_{kds})^{-1} = \frac{1}{0,1624 + j0,1181} = 4,027 - j2,928;$$

$$z_{2d} = r_{2d} + jx_{2d} = (y_{ad} + y_f + y_{kds})^{-1} = 0,0772 + j0,1132;$$

$$r_{2d} = \operatorname{Re}(z_{2d}) = 0,0772; \quad x_{2d} = \operatorname{Im}(z_{2d}) = 0,1132.$$

Сопротивления роторных контуров по поперечной оси ($s=1$, $i=1$) по (6.209)

$$y_{aq} = (jx_{aq})^{-1} = \frac{1}{j1,201} = -j0,8326;$$

$$y_{kqs} = (r_{kqs} + jx_{kqs})^{-1} = \frac{1}{0,123 + j0,104} = 4,74 - j4,084;$$

$$z_{2q} = r_{2q} + jx_{2q} = (y_{aq} + y_{kqs})^{-1} = 0,101 + j0,105;$$

$$r_{2q} = \operatorname{Re}(z_{2q}) = 0,101; \quad x_{2q} = \operatorname{Im}(z_{2q}) = 0,105.$$

Сопротивление роторных контуров ($s=1$, $i=1$) по (6.210)

$$r_2 = (r_{2d} + r_{2q})/2 = (0,0772 + 0,101)/2 = 0,0891;$$

$$x_2 = (x_{2d} + x_{2q})/2 = (0,1132 + 0,105)/2 = 0,109.$$

Сопротивление статора СК ($s=1$, $i=1$) по (6.211)

$$r_1 = r_a + r_2 = 0,00397 + 0,0891 = 0,0931,$$

$$x_1 = x_\sigma + x_2 = 0,161 + 0,109 = 0,270.$$

Индуктивное сопротивление статора СК с учетом реактора ($s=1$, $i=1$) по (6.212)

$$x_{1\Sigma} = x_1 + x_{p0} = 0,270 + 0,385 = 0,655.$$

Модуль сопротивления статора СК ($s=1$, $i=1$) по (6.213):

$$z_{1\Sigma} = \sqrt{r_1^2 + x_{1\Sigma}^2} = \sqrt{0,0931^2 + 0,655^2} = 0,661.$$

Пусковой ток при скольжении $s=1$ (после первой итерации, $i=1$)

$$I_{\text{III}} = I_{\text{II}} = 1/z_{1\text{X}} = 1/0,661 = 1,51.$$

Пусковой вращающий момент при скольжении $s=1$ (после первой итерации)

$$M_{\text{III}} = M_{\text{II}} = r_2 I_{\text{III}}^2 = 0,0891 \cdot 1,51^2 = 0,204.$$

Для получения достаточно точных значений I_{II} и M_{II} при $s=1$ приходится проводить по алгоритму § 6.13 кроме первой итерации ($i=1$) еще несколько итераций (обычно при $i=2$ и $i=3$). Результаты расчетов r_{pd} ; r_1 ; x_1 ; I_{II} и M_{II} при $s=1$ и $i=1$; 2; 3 приведены в соответствующих графах табл. 10.4.

Таблица 10.4

s		1,0	0,5	0,2	0,1	0,05
r_{pd}	1	0,161	0,114	0,0719	0,0509	0,0360
	2	0,163	0,1197	0,0774	0,0563	0,0415
	3	0,168	0,1201	0,0780	0,0571	0,0423
r_1	1	0,0931	0,130	0,191	0,249	0,324
	2	0,095	0,136	0,204	0,270	0,356
	3	0,0967	—	—	—	0,361
x_1	1	0,270	0,272	0,299	0,333	0,385
	2	0,271	0,277	0,310	0,354	0,422
	3	0,274	—	—	—	0,429
I_{II}	1	1,51	1,39	1,32	1,24	1,13
	2	1,415	1,38	1,30	1,20	1,08
	3	1,405				1,07
M_{II}	1	0,204	0,252	0,334	0,382	0,418
	2	0,182	0,258	0,343	0,389	0,414
	3	0,183	—	—	—	0,412

Таким же образом путем проведения нескольких итераций (обычно при $i=1$; 2; 3) уточняются значения I_{II} и M_{II} при других заданных скольжениях ($s=0,5$; 0,2; 0,1; 0,05). Причем на i -й итерации в уравнение (6.202) для r_{pd} вводят в качестве начального ток $I_{\text{II}, i-1}$, найденный на $(i-1)$ -й итерации (в строке табл. 10.4 с цифрой $i=1$,

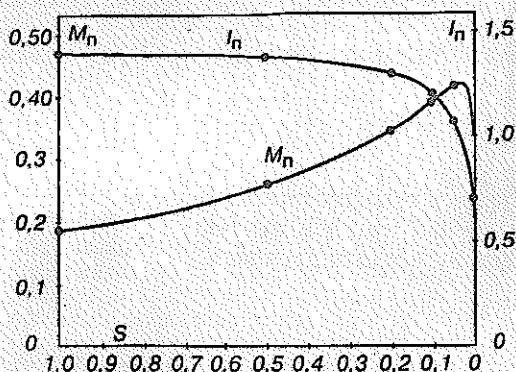


Рис. 10.6. Пусковые характеристики

2, 3 помещается величина, полученная при i -й итерации). На первой итерации ($i=1$) при данном скольжении s вводится ток $I_{n0}=1,56$ по (6.199). Кроме того, при $s=1$ уточняют итерационным путем индуктивное сопротивление реактора. На i -й итерации вводится сопротивление реактора $x_{p(i-1)}$ по (6.126), выраженное через сопротивления $r_{1(i-1)}$ и $x_{1(i-1)}$, найденные на предыдущей ($i-1$)-й итерации).

$$x_{p(i-1)} = (1/k_U) \sqrt{(1-k_U)r_{1(i-1)}^2 + x_{1(i-1)}^2} - x_{1(i-1)}$$

При первой итерации при скольжении $s=1$ вводят сопротивление x_{p0} . Необходимая точность в определении x_p достигается на 3-й итерации ($x_{p1}=0,429$; $x_{p2}=0,433$; $x_{p3}=0,434$). Найденное таким образом сопротивление реактора $x_p = x_{p3} = 0,434$ сохраняется при всех других скольжениях.

Рассчитанные таким образом пусковые характеристики приведены на рис. 10.6.

Время пуска

$$t_n = T_d / (M_{cp} - M_{т.сп}) = 13,76 \text{ с},$$

где $M_{cp} = (10M_{1,0} + 16M_{0,5} + 8M_{0,2} + 3M_{0,1} + M_{0,05})/38 = 0,271$; $M_{т.сп} = P_{т.}/(3S_n) = 6,6 \cdot 10^{-4}$.

Потери в полюсных наконечниках при $s=1$

$$P_{пуск} = M_{1,0} S_n = 9\,300\,000 \text{ Вт}.$$

Удельные потери на поверхности полюсных наконечников

$$\Delta p = P_{пуск} / F_p = 1,23 \cdot 10^6 \text{ Вт/м}^2,$$

где $F_p = 2pb_p I_p = 7,55 \text{ м}^2$.

По рис. 6.32 находим максимальное превышение температуры полюсных наконечников

$$\theta_{p, \max} = 105^\circ \text{С}.$$

**Приложение 1. Медные прямоугольные провода,
ленты, шины, трубы, круглые прутки.
Изоляция прямоугольных проводов**

Таблица П1.1

Размеры (мм) и площади поперечного сечения (мм²)
голых прямоугольных медных проводов (по ГОСТ 434 — 78)

Размер го- лого прова- да по боль- шей стороне b , мм	Размер голого провода по меньшей стороне a , мм							
	1,40	1,60	1,80	2,00	2,24	2,50	2,80	3,15
	Расчетная площадь сечения провода, мм							
4,00	5,38	6,18	6,83	7,63	8,59	9,45	10,6	—
4,50	6,08	6,98	7,73	8,63	9,71	10,7	12,0	13,6
5,00	6,78	7,78	8,63	9,63	10,8	11,9	13,4	15,2
5,60	7,62	8,74	9,71	10,8	12,1	13,4	15,1	17,0
6,30	8,60	9,86	10,9	12,2	13,7	15,2	17,0	19,3
7,10	9,72	11,1	12,4	13,8	15,5	17,2	19,3	21,8
7,50	10,2	11,7	13,1	14,6	16,4	18,2	20,4	23,0
8,00	10,9	12,5	14,0	15,6	17,5	19,4	21,8	24,6
9,00	12,3	14,1	15,8	17,6	19,8	21,9	24,6	27,8
10,00	13,7	15,7	17,6	19,6	22,0	24,4	27,4	30,9
11,20	15,4	17,7	19,8	22,0	24,7	27,4	30,8	34,7
12,50	—	19,7	22,1	24,6	27,6	30,7	34,4	38,8

Таблица П1.2

Максимальная двусторонняя толщина изоляции проводов
прямоугольного сечения

Марка провода	Толщина изоляции (мм) меньшей стороны сечения голой проволоки (мм)		
	0,90...1,95	2,0...3,8	4,0...5,5
ПСД	0,27	0,33	0,40

Таблица П1.3

Размеры (мм) и площади поперечного сечения (мм²)
медной прямоугольной проволоки, лент и шин (по ГОСТ 434 — 78)

Большая сторона сечения, мм	Меньшая сторона сечения, мм								
	2,50	2,80	3,00	4,00	4,50	5,00	6,00	8,00	10,0
9,0	21,9	24,6	26,4	35,2	39,6	44,0	52,8	70,3	87,9
12,5	30,8	34,4	36,9	49,2	55,4	61,5	73,8	98,4	123
20,0	49,6	55,5	59,5	79,3	89,2	99,2	119	158,7	198
25,0	61,9	69,3	74,3	99,0	111	124	148	198	247
30,0	74,6	83,5	89,4	119,3	134	149	179	238	298
35,0	87	97,4	104	139	157	174	209	278	348
40,0	99,5	111	118	159	179	199	239	318	398
45,0	112	125	134	179	201	223	268	358	448
50,0	125	139	148	199	224	249	299	398	498
60,0		167	178	239	269	299	359	478	598
65,0			194	259	291	324	388	518	648
70,0			209	279	314	349	419	558	698
80,0				319	359	399	479	638	798
100,0				399	449	499	599	798	998

Таблица П1.4

Размеры (мм) и поперечные сечения (мм²) труб медных прямоугольного и квадратного сечения с прямоугольным отверстием (по ГОСТ 16774 — 78)

a_3	b_3	a_x	b_x	s_3
4,0	8,0	2,0	6,0	20,0
	8,5		6,5	21,0
	9,0		7,0	22,0
	10,0		8,0	24,0
5,0	5,0	2,4	2,4	19,24
	7,5		4,5	28,5
	8,0		5,0	30,0
	8,5	2,0	5,5	31,5
	9,0		6,0	33,0
	9,5		6,5	34,5
	10,0		7,0	36,0
	11,2		8,2	39,6
6,0	6,0	3,0	3,0	27,0

Таблица П1.5

Размеры (мм) и площади поперечного сечения (мм²) меди
прямоугольных проводов с круглым отверстием диаметра d (мм)

a_3	b_3	d	S
8	11	4,5	68,6
13,5	15	9,5	128,2
12	16	6,0	160,6
10	18	6,0	148,3
14	20,5	10,0	205
18,5	21,5	12,0	281,3
21	26	10,5	456
21	26	12,5	420
20	28	10,0	478
16	36	10,0	494
38	40	28,0	901,1
17	45	11,0	666,6
23,4	48	12,0	1006,7
17	70	11,0	1091,6

Таблица П1.6

Размеры (мм) и расчетные сечения (мм²) прутков медных круглых
(по ГОСТ 1535 — 71 и 859 — 78)

Номиналь- ный диа- метр, мм	10	12	13	14	15	16	18	20	22	25	28	30	35
Площадь поперечно- го сечения, мм ²	78,5	113,1	132,7	153,9	176,7	201,1	254,5	314,2	380,1	490,9	615,8	706,9	962,1

Приложение 2. Характеристики намагничивания

Таблица П2.1

**Напряженность магнитного поля (А/см)
электротехнической листовой стали толщиной 0,5 мм марок 1512 и 1513**

В, Т	0	0,01	0,02	0,03	0,04	0,05	0,06	0,07	0,08	0,09
0,5	0,85	0,87	0,89	0,91	0,94	0,98	1,00	1,01	1,05	1,09
0,6	1,10	1,15	1,18	1,21	1,25	1,27	1,30	1,34	1,37	1,40
0,7	1,45	1,50	1,53	1,56	1,60	1,65	1,70	1,73	1,78	1,80
0,8	1,85	1,90	1,94	2,00	2,05	2,10	2,15	2,20	2,25	2,30
0,9	2,35	2,41	2,50	2,54	2,60	2,70	2,77	2,80	2,90	2,96
1,0	3,00	3,10	3,20	3,30	3,40	3,48	3,54	3,65	3,75	3,85
1,1	3,95	4,09	4,20	4,34	4,45	4,60	4,75	4,89	5,04	5,15
1,2	5,40	5,56	5,75	5,95	6,15	6,40	6,65	6,90	7,10	7,40
1,3	7,70	8,10	8,40	8,80	9,20	9,70	10,2	10,8	11,5	12,1
1,4	13,0	13,8	14,7	15,8	16,8	18,3	20,2	21,5	23,5	24,6
1,5	27,5	30,0	32,0	34,0	36,0	38,5	41,0	43,5	46,0	48,5
1,6	51,5	55,5	58,5	62,0	66,0	69,5	73,5	77,0	81,0	85,5
1,7	89	94,0	100	105	110	116	122	127	133	140
1,8	147	154	161	170	180	189	200	210	220	230
1,9	245	260	275	295	320	345	375	410	445	500
2,0	540	610	690	770	840	925	1000	1080	1160	1240
2,1	1320	1400	1480	1560	1640	1720	1800	1880	1960	2040
2,2	2120	2200	2280	2380	2400	2520	2600	2680	2760	2840
2,3	2920	3000	3080	3160	3240	3320	3400	3480	3560	3640
2,4	3720	3800	3880	3960	4040	4120	4200	4280	4360	4440
2,5	4520	4600	4680	4760	4840	4920	5000	5080	5150	5240

Таблица П2.2

**Напряженность магнитного поля (А/см) листовой стали
толщиной 1...2 мм (для полосов)**

В, Т	0	0,01	0,02	0,03	0,04	0,05	0,06	0,07	0,08	0,09
0,5	2,50	2,55	2,60	2,65	2,70	2,75	2,79	2,83	2,87	2,91
0,6	2,95	3,00	3,05	3,10	3,15	3,2	3,25	3,30	3,35	3,40
0,7	3,45	3,51	3,57	3,63	3,69	3,75	3,81	3,87	3,93	3,99
0,8	4,05	4,12	4,19	4,26	4,33	4,40	4,48	4,56	4,64	4,72
0,9	4,80	4,90	4,95	5,05	5,10	5,20	5,30	5,40	5,50	5,60
1,0	5,7	5,82	5,95	6,07	6,15	6,30	6,42	6,55	6,65	6,80
1,1	6,9	7,03	7,20	7,31	7,48	7,60	7,75	7,9	8,08	8,25
1,2	8,45	8,60	8,80	9,00	9,20	9,40	9,60	9,92	10,15	10,45
1,3	10,8	11,1	11,4	11,7	12,2	12,6	13,0	13,5	13,9	14,5
1,4	14,9	15,3	15,9	16,4	17,0	17,5	18,3	19,2	20,1	21,1
1,5	22,7	24,5	25,6	27,1	28,8	30,5	32,0	34,0	36,5	37,5
1,6	40,0	42,5	45,0	47,5	50,0	52,5	55,8	59,5	62,3	66,0
1,7	70,5	75,3	79,5	84,0	88,5	93,2	98,0	103	108	114

B, T	0	0,01	0,02	0,03	0,04	0,05	0,06	0,07	0,08	0,09
1,8	119	124	130	135	141	148	156	162	170	178
1,9	188	197	207	215	226	235	245	256	265	275
2,0	290	302	315	328	342	361	380	399	419	439
2,1	459	479	499	519	539	559	579	600	621	642

Таблица П2.3

Напряженность магнитного поля (А/см) в массивных полосах

B, T	0	0,01	0,02	0,03	0,04	0,05	0,06	0,07	0,08	0,09
0,8	6,53	6,60	6,67	6,73	6,80	6,87	7,00	7,14	7,27	7,41
0,9	7,54	7,71	7,87	8,04	8,20	8,37	8,54	8,71	8,87	9,04
1,0	9,21	9,41	9,61	9,80	10,0	10,2	10,5	10,8	11,1	11,4
1,1	11,7	12,0	12,4	12,7	13,1	13,4	13,8	14,1	14,5	14,8
1,2	15,2	15,7	16,2	16,6	17,1	17,6	18,2	18,9	19,5	20,2
1,3	20,8	21,6	22,3	23,1	23,8	24,6	25,4	26,2	27,0	27,8
1,4	28,6	29,7	30,8	31,8	32,9	34,0	35,3	36,6	37,8	39,1
1,5	40,4	42,1	43,8	45,4	47,1	48,8	50,8	52,9	54,9	57,0
1,6	59,0	62,2	65,3	68,5	71,6	74,8	78,7	82,6	86,4	90,3
1,7	94,2	100	105	110	116	121	126	135	141	148
1,8	155	165	176	186	197	207	218	229	241	252
1,9	263	275	288	300	312	324	—	—	—	—

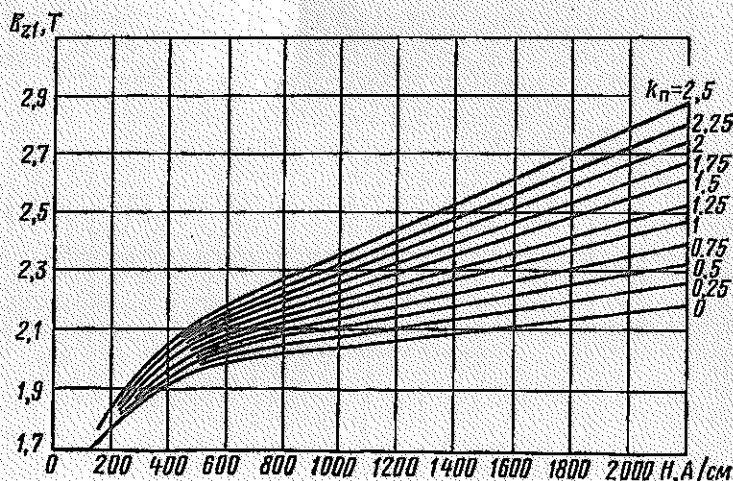


Рис. П2.1. Кривые намагничивания зубцов из сталей 1512, 1513 с учетом вытеснения магнитного поля в пазы

Таблица П2.4

Напряженность магнитного поля (А/см) электротехнической листовой стали
толщиной 0,5 мм марки 3413 (при намагничивании вдоль направления проката)

B, T	0	0,01	0,02	0,03	0,04	0,05	0,06	0,07	0,08	0,09
0,6	0,81	0,83	0,85	0,87	0,89	0,91	0,93	0,95	0,97	0,99
0,7	1,1	1,12	1,14	1,16	1,18	1,2	1,22	1,24	1,26	1,28
0,8	1,3	1,32	1,34	1,36	1,38	1,40	1,42	1,44	1,46	1,49
0,9	1,52	1,55	1,58	1,61	1,64	1,67	1,70	1,73	1,76	1,79
1,0	1,82	1,85	1,88	1,92	1,95	1,98	2,01	2,04	2,07	2,1
1,1	2,13	2,16	2,19	2,22	2,25	2,28	2,31	2,34	2,37	2,4
1,2	2,43	2,46	2,49	2,52	2,55	2,58	2,61	2,64	2,67	2,71
1,3	2,75	2,79	2,83	2,87	2,91	2,95	3,0	3,05	3,10	3,15
1,4	3,2	3,26	3,32	3,38	3,44	3,5	3,58	3,66	3,74	3,82
1,5	3,9	4,02	4,14	4,26	4,38	4,5	4,64	4,78	4,92	5,06
1,6	5,2	5,44	5,66	5,88	6,1	6,32	6,65	6,98	7,32	7,66
1,7	8,0	8,4	8,9	9,4	9,9	10,4	11,32	12,24	13,16	14,08
1,8	15,0	15,42	17,0	19,22	21,44	23,66	25,88	28,2	30,8	34,5
1,9	38,25	42	46	52	58	70	82	94	109	134
2,0	160	200	250	300	—	—	—	—	—	—

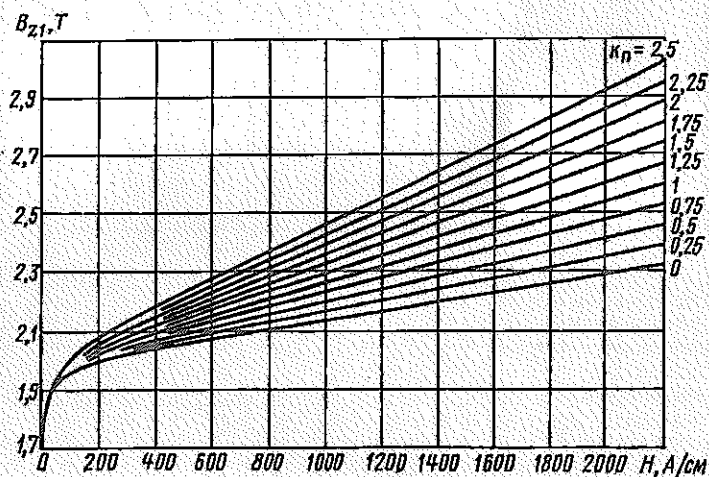


Рис. П2.2. Кривые намагничивания зубцов из стали 3413 с учетом вытеснения магнитного поля в пазы

Приложение 3. Средняя длина полувитка и вылет лобовой части двухслойной обмотки статора (рис ПЗ.1)

Расстояние между осями лобовых частей соседних катушек (стержней)

$$f = b_n + m,$$

где m — расстояние между лобовыми частями соседних катушек (стержней) по табл. ПЗ.1.

Синус угла отгиба лобовой части $\sin \alpha = f/t_r$.

Средняя ширина лобовой части $\tau_y = \pi(D + h_n) y_{x, \text{ср}} / Z$, где $y_{x, \text{ср}}$ — средний шаг обмотки, выраженный в зубцовых делениях; для петлевой обмотки $y_{x, \text{ср}} = y_x$ — укороченный шаг обмотки (ширина катушки); для волновой обмотки $y_{x, \text{ср}} = \tau = 3q$.

Расчетная ширина лобовой части для петлевой обмотки и для стороны укороченных шагов волновой обмотки

$$\tau_{y1} = \pi(D + h_n/2) y_x / Z.$$

Для стороны удлиненных шагов волновой обмотки

$$\tau_{y2} = \pi(D + h_n/2)(2\tau - y_x) / Z,$$

где $\tau = 3q$ — полюсное деление в зубцовых делениях.

Высота стержня (катушечной стороны) без корпусной изоляции (см. рис. 6.2):

$$H \approx h_1/2 - \delta_n \approx u_n h_0/2.$$

Ширина стержни без корпусной изоляции $B \approx b_n - 2\delta_n$.

Средняя длина полувитка обмотки статора

$$l_{\text{ср}} = l_1 + 2A + k_1 c + k_2 r_3 + \pi(r_1 + H/2),$$

где $c \approx \tau_y - r_1 - H/2$; $r_3 = r_2 + B/2$.

Длина прямолинейного участка лобовой части A и радиусы закругления r_1 и r_2 выбирают по табл. ПЗ.1.

Тригонометрические коэффициенты k_1 и k_2 определяют в функции от $\sin \alpha = f/t_r$ по табл. ПЗ.2.

Вылет лобовой части

$$f_n = A + N + H + \delta_n,$$

где $N = k_1 [0,5 \tau_y \sin \alpha + (1 - \sin \alpha) r_3]$.

Для волновой обмотки вылет определяют как для стороны укороченных, так и для стороны удлиненных шагов.

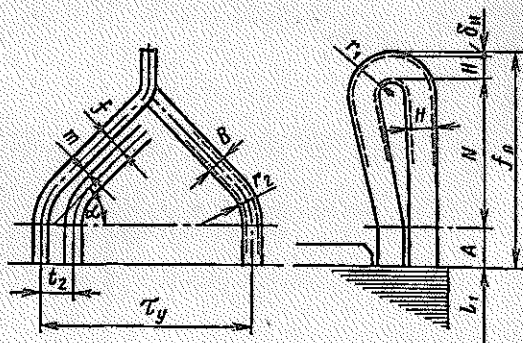


Рис. ПЗ.1. Лобовая часть двухслойной обмотки

Таблица П3.1

Линейное напряжение, кВ	Размеры по рис. П3.1, мм			
	m	r_1	r_2	A
3,15	4	12	25	40...50
6,3	5...6	15	50	55...65
10,5	8...10	15...20	50	70...75
13,8 и выше	12	20...25	50	75...85

Таблица П3.2

Определение длины вытка и вылета статорной двухслойной обмотки катушечного типа

α , град	$\sin \alpha = \frac{f}{t_z}$	$k_1 = \frac{1}{\cos \alpha}$	k_2	α , град	$\sin \alpha = \frac{f}{t_z}$	$k_1 = \frac{1}{\cos \alpha}$	k_2
25	0,42	1,1	1,00	40	0,64	1,31	0,82
27	0,45	1,12	0,98	41	0,66	1,33	0,805
30	0,50	1,15	0,95	42	0,67	1,35	0,79
31	0,52	1,17	0,93	43	0,68	1,37	0,78
32	0,53	1,18	0,92	44	0,695	1,39	0,76
33	0,54	1,19	0,91	45	0,71	1,42	0,75
34	0,56	1,21	0,90	47	0,73	1,47	0,72
35	0,57	1,22	0,89	48	0,74	1,50	0,71
36	0,59	1,24	0,875	50	0,77	1,56	0,68
37	0,60	1,25	0,86	52	0,79	1,63	0,65
38	0,62	1,27	0,84	53	0,80	1,66	0,63
39	0,63	1,29	0,83	55	0,82	1,74	0,60

Приложение 4. Построение дуги большого радиуса

Для проведения дуг большого радиуса, центр которых размещается вне поля чертежа, невозможно использовать циркуль. Однако такие дуги могут быть построены по точкам, координаты которых не трудно рассчитать. Предположим, что нужно построить в пределах угла α_N дугу A_0C_N радиуса R_A с центром O , расположенным вне поля чертежа (на рис. П4.1 поле чертежа ограничено пунктирной линией). Чтобы построить дугу A_0C_N по точкам, нужно отложить на радиусе дуги $R_A = A_0O$ отрезок $A_0B_0 = h$, помещающийся в пределах поля чертежа. Провести линии A_0A_N и B_0B_N , перпендикулярные A_0B_0 . Тогда для построения точки C_i на дуге, через которую проходит луч OA_i из центра O под углом $\alpha_i = \angle A_0OA_i$, нужно рассчитать длину отрезков B_0B_i и A_0A_i , а также отрезка A_iC_i на луче OA_i , проходящем через точки A_i и B_i : $A_0A_i = R_A \operatorname{tg} \alpha_i$; $B_0B_i = (R_A - h) \operatorname{tg} \alpha_i$; $A_iC_i = R_A / \cos \alpha_i - R_A$.

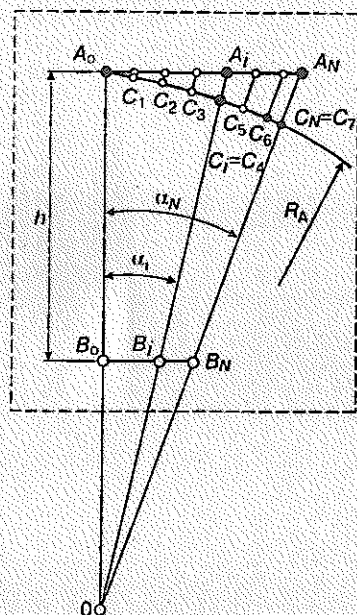


Рис. П4.1

Приложение 5. Технические данные вертикальных гидрогенераторов

Таблица П5.1

Параметры, масса

D _н , мм	U _н , кВ	cos φ _н	η _н , %	n _н /n _{гр} , об/мин	Сопротивления, %							T _н , с	Исполнение	Нагрузка на подшипник, Н	Масса, т		J · 10 ⁻³ , кг · м ²	
					x _д	x _г	x _д	x _г	x ₀	r ₀	η							
4,0	6,6	0,8	94,6	214/455	13,2	91	55,5	28,7	—	39,8	4,6	0,900	0,120	Зонтичное	1000	30	62,5	25
10,0	6,6	0,8	96,0	250/430	11,2	102	60,4	27,0	—	40,7	6,9	0,560	0,086	Подвесное	1350	49	98,5	87,5
15,0	6,6	0,7	95,0	300/540	9,0	95,7	52,2	23,7	—	35,2	8,5	0,340	0,05	•	—	68	140	112,5
18,0	10,5	0,8	95,7	100/275	14,6	99,8	57,9	28,0	—	40,3	7,8	0,485	0,0716	Зонтичное	—	168	350	1320
18,7	10,5	0,8	—	187,5/—	15,0	105,2	69,0	36,2	—	50,0	10,8	0,537	0,08	Подвесное	—	90	192	318
25,0	10,5	0,6	95,1	187,5/380	13,8	131,9	75,9	33,3	—	50,3	12,7	0,508	0,0775	•	2970	114	235	394
27,0	10,5	0,8	6,9	150/320	13,0	98,6	59,0	27,8	—	24,5	6,93	0,381	0,062	Зонтичное	3900	160	315	1000
30,0	11,0	0,8	96,3	75/212	11,3	72,3	45,3	25,3	—	33,9	7,95	0,518	0,0639	Подвесное	11 300	300	536	3320
33,0	11,0	0,7	96,0	375/700	10,7	102	61,8	28,5	—	42,0	7,9	0,264	0,0460	•	3780	98	214	130
68,75	13,8	0,8	97,3	62,5/165	12,3	73,0	55,4	27,4	—	39,0	9,3	0,433	0,048	Зонтичное	21 000	565	1142	12 500
77,5	13,8	0,8	97,8	88,2/176	12,9	87,5	55,6	29,7	—	40,7	12,1	0,353	0,0432	Подвесное	9600	425	825	7000
68,75	10,5	0,8	97,5	428,6/700	—	114	—	28	18	18	—	—	—	•	4400	165	350	187
80	10,5	0,8	97,8	500/920	—	123	—	34	22	22	—	—	—	•	2000	175	415	154
117,65	13,8	0,85	97,5	62,5/145	—	65	—	29	21	21	—	—	—	Зонтичное	28 000	595	1170	20 000
127,8	13,8	0,9	97,6	68,2/140	—	52	33	20	15	15	5,4	—	—	•	34 000	765	1410	25 000
180	15,75	0,8	97,0	93,6/190	—	73	—	29	19	19	—	—	—	•	15 000	770	1500	17 000
206	15,75	0,85	98,2	100/210	14,3	101	67	38	22	22	—	0,228	0,043	•	21 000	710	1350	18 200
264,7	15,75	0,85	98,3	125/255	16,4	107	72	35	24	24	11,2	0,166	—	Подвесное	14 000	654	1300	14 000
294,5	15,75	0,85	98,2	200/360	12,4	147	89	33	19	20	—	0,22	0,042	•	15 000	560	—	5375
353	15,75	0,85	98,2	200/360	13,6	134	84	37	24	25	—	0,30	—	•	17 200	648	1250	6625
590	15,75	0,85	98,25	93,8/180	—	158	90	42	30	31	—	0,47	—	Зонтичное	26 000	900	1640	46 750
711	15,75	0,90	98,3	142,8/280	—	158	97	43	29,5	30,5	15	0,341	0,0655	•	32 500	935	1860	24 500

* В этих генераторах применяют НВО обмотки статора.

Размеры активных частей вертикальных гидрогенераторов

S _н , МВ·А	n _н /n _{ув} об/мин	U _н , кВ	cos φ _н	I _н , А	Размеры статора						(b ₃ × a ₃) c ₃ , мм ²	2l _{ср} , см	δ, см
					D _{ст} , см	D, см	l _п , см	Z ₁	b _н /h _н , см	u _{нп} /a ₁			
10	250/430	6,6	0,8	340	425	375	60	270	1,95/11	8/3	(5,9 × 2,1) 8	—	1,3
15,6	150/400	6,3	0,8	585	546	500	90	288	2,1/12	2/2	(6,4 × 2,6) 30	—	1,1
15	300/540	6,6	0,7	595	425	370	105	180	2,8/11	2/1	—	—	1,4
16,5	500/925	11,5	0,7	520	325	265	130	144	2,4/11	—/1	—	—	1,5
18	100/275	10,5	0,8	585	800	752	150	396	2,6/13,5	6/2	(4,7 × 2,44) 18	—	1,0
25	150/—	10,5	0,85	810	576	514,5	125	336	2,15/15	2/1	(5,1 × 2,44) 36	505	1,2
30	75/212	11	0,8	850	894	854	165	504	2,65/11	6/4	(4,82 × 2,16) 14	—	1,2
33	375/700	11	0,7	595	425	355	135	189	2,6/16	2/1	(7,4 × 2,44) 44	—	2,2
40	100/—	10,5	0,8	1160	854	797	120	396	2,55/14,1	6/4	(6,9 × 2,44) 12	426	1,4
66	375/—	10,5	0,85	890	465	390	210	180	2,6/14,9	2/2	(7,4 × 2,63) 36	664	2,0
71,5	62,5/—	13,8	0,8	1300	1340	729	150	684	2,64/12,8	2/2	(6,9 × 2,44) 30	550	2,0
77,5	88,2/176	13,8	0,8	1140	1098	1044	145	600	2,54/14,6	4/4	(4,44 × 2,28) 32	—	1,9
104	83,3/—	13,8	0,8	1270	1160	1100	180	486	2,75/17	2/2	(7,4 × 2,63) 42	598	1,8
206	100/210	15,75	0,85	1400	1260	1190	235	648	2,65/20	2/4	(6,4 × 2,10) 64	768	2,2
264,7	125/255	15,75	0,85	1435	1190	1100	250	504	2,65/22,6	2/4	(6,4 × 2,44) 64	812	2,5
294,5	200/360	15,75	0,85	1880	—	—	233	540	—	—	—	—	2,5
353*	200/360	15,75	0,85	2450	937	843	235	270	3,21/167,5	2/4	(9,3 × 2,26) 20 + + (9,3 × 5,0) 10***	790	2,6
590*	93,8/180	15,75	0,85	3680	—	1610	175	576	—	—	—	—	2,6
711*	142,8/280	15,75	0,90	3225	1285	1185	275	504	2,97/19,3	2/6	(8,0 × 2,5) 20 + + (8,0 × 5,0) 14***	935	3,0

*В этих гидрогенераторах применен НВО обмотки статора.

**В проводах 9,3 × 5,0 имеются каналы 6,3 × 2,0.

***В проводах 8,0 × 5,0 имеются каналы 5,0 × 2,0.

Продолжение табл. П5.2

S _п , МВ·А	n _в /n _{ур} , об/лпн	U _{ин} , кВ	cos φ _н	I _н , А	Размеры ротора						Размеры демферной обмотки				
					b _р , см	b _п , см	h _{рп} , см	w _р	b _в × n _в , мм ²	2l _г , см	n _с	d _{ср} , см	s _с , см ²	l _с , см	b _{шд} /h _ш , см
10	250/430	6,6	0,8	340	33,6	4,45	24,8	28	47 × 2,83	—	—	—	—	—	—
15,6	150/400	6,3	0,8	585	28	3,5	21	23	40 × 6	—	—	—	—	—	—
15	300/540	6,6	0,7	595	39	7,85	27,5	22,5	60 × 5,5	—	—	—	—	—	—
16,5	500/925	11,5	0,7	520	47	5,0	31,0	27	47 × 5,1	—	—	—	—	—	—
18	100/275	10,5	0,8	585	26	3,5	18,5	21	55 × 6	—	—	—	—	—	—
25	150/—	10,5	0,85	810	29,5	4,6	20	21	46 × 7,1	360	6	1,8	7,6	142	0,3/0,3
30	75/212	11	0,8	850	22,6	3,3	17	20,5	55 × 9,52	—	—	—	—	—	—
33	375/700	11	0,7	595	50	7,0	35	28	69 × 4,1	—	—	—	—	—	—
40	100/—	10,5	0,8	1160	31	4,5	25	27	40 × 10	340	5	1,8	6,4	125	0,3/0,3
66	375/—	10,5	0,85	890	55	6,0	40	25	60 × 5,5	540	—	—	—	—	—
71,5	62,5/—	13,8	0,8	1300	31	5,0	23,5	29	44 × 12,5	418	5	2,0	9,4	156	0,3/0,3
77,5	88,2/176	13,8	0,8	1140	33,6	4,45	24,8	28	66,5 × 9,65	—	—	—	—	—	—
104	83,3/—	13,8	0,8	1270	34,5	5,0	27,0	30	54 × 11	515	5	2,2	9,5	192	0,3/0,3
206	100/210	15,75	0,85	1400	45	6,0	32,0	28	80 × 9,5	568	8	2,5	17,5	—	0,4/0,4
264,7	125/235	15,75	0,85	1435	53	6,0	39	31	76 × 9,2	611	8	2,5	18,0	—	0,5/0,5
294,5	200/360	15,75	0,85	1880	—	—	—	—	—	—	Массивный полюс				
353*	200/360	15,75	0,85	2450	65	8,5	50	26,4	88 × 9,2	623	8	3,0	19,6	—	0,3/0,3
590*	93,8/180	15,75	0,85	3680	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
711*	142,8/280	15,75	0,90	3225	65	7,5	49	25,5	100 × 9,9	700	10	3,0	32,5	300	0,9/0,5

**Приложение 6. Технические данные синхронных компенсаторов с воздушным (серия КС)
и водородным (серия КСВ) охлаждением**

Таблица Пб.1

Параметры, потери, масса

Тип	$S_{\text{н}}$ МВ·А	$U_{\text{н}}$ кВ	$n_{\text{н}}$ об/мин	Индуктивные сопротивления, %				T_f °C	Сопротивления при 20°C, Ом		Потери, кВт
				x_d	x_d'	x_d''	x_0		r_a	r_f	
КС10-6	10	6,6	1000	185	32	22	10	7,4	0,018	0,091	288
КС15-6	15	6,6	1000	176	30	20	10	4,0	0,012	0,124	355
КС30-11	30	10,5	750	160	36	22	9,4	6,4	0,011	0,196	532
КСВ50-11	50	11,0	750	210	47	30	14	9,1	0,0095	0,098	700
КСВ100-11	100	11,0	750	210	40	20	13	9,3	0,0032	0,122	1350
КСВ160-15	160	15,75	750	205	45	21	13	8,7	0,0032	0,164	1765
КСВБ160-15	160	15,75	750	200	45	20	13	9,0	0,00315	0,148	1749
КСВБ50-11	50	11	750	220	43	26	12	8,0	0,00762	0,0944	670
КСВБ100-11	100	11	750	200	40	20	12	9,0	0,00310	0,103	1372
КСВБ160-15	160	15,75	750	200	45	20	13	9,0	0,00315	0,102	1728

Продолжение табл. Пб.1

Тип	Возбуждение			Пусковые данные при U_n			$J \cdot 10^{-3}$, кг·м ²	Масса, т		Основные размеры, м		
	U_{fn} , В	I_{fn} , В	$I_{f\kappa}$, А	I_{μ}/I_n	M_{μ}/M_6	$M_{0,05}/M_6$		рогора	общая	длина	ширина	высота оси вращения
КС10-6	80	570	190	5	1,0	1,3	2,5	12,6	38,5	4,92	3,2	0,8
КС15-6	105	535	195	5,85	1,4	1,4	3,75	17,5	48,5	5,5	3,2	0,8
КС30-11	170	600	220	4,6	1,4	1,4	14,6	44,5	100	8,09	3,84	0,96
КСВ50-11	150	1150	300	4,0	0,8	0,9	31,5	46,5	145	6,3	4,3	1,3
КСВ100-11	230	1350	405	5,2	1,5	1,2	53	77	220	7,55	4,4	1,3
КСВ160-15	365	1560	475	5,1	1,4	1,1	75	110	303	9,22	4,4	1,4
КСВБ160-15	345	1630	500	5,1	1,43	1,14	75	111	310	10,0	4,4	1,4
КСВБ050-11	150	1230	360	4,1	1,1	0,7	31,5	48	150	7,27	4,3	1,3
КСВБ0100-11	195	1550	490	5,8	1,3	1,4	53	78	230	9,31	4,4	1,3
КСВБ0160-15	295	2010	620	5,6	1,35	1,3	75	111	313	10,8	4,4	1,4

Продолжение табл. П6.2

Тип	Размеры статора		Размеры полюса и обмотки возбуждения						
	$2l_{\text{ст}}$, см	δ , см	$b_{\text{р}}$, см	$h_{\text{р}}$, см	$b_{\text{м}}$, см	$h_{\text{м}}$, см	w_f	$b_s \times a_s$, мм ²	$2l_f$, см
КС16-6	494	1,7	54	7	34	24,4	59,5	$55 \times 3,28$	360
КСВ50-11	610	2,2	66	9	47	25	51,5	65×4	353
КСВ100-11	860	2,5	67	9	48	27	44,5	60×5	584
КСВ160-15	1035	3,0	69,6	9,5	50	26,5	43,5	60×5	806
КСВБ160-15	1035	2,8	71,6	9,5	50	26,5	42,5	65×5	806
КСВБ50-11	561	2,3	66	9	47	26,3	49,5	65×4	353
КСВБ100-11	860	2,5	67	9	48	27	40,5	65×5	585
КСВБ160-15	1035	3,0	71,6	9,5	50	26,5	34,5	$65 \times 5,8$	809

Примечания (к табл. П6.2):

1. Избыточное давление водорода $1 \cdot 10^{-5}$ Па в компенсаторах 50 МПа и $2 \cdot 10^{-5}$ Па в компенсаторах 100 и 160 МПа.
2. В компенсаторах серии КСВ50 имеется дополнительная обмотка отрицательного возбуждения. На каждом полюсе вместо названных пайб установлено две секции такой обмотки со следующими данными: число витков в секции 20, размеры провода, мм $\times$ мм $\dots (8,5 \times 2,8) 2$.

ЛИТЕРАТУРА

1. Алексеев А. Е. Конструкция электрических машин. Госэнергоиздат. — Л.: Энергия, 1960.
2. Альперт Т. И., Сергеевская Т. Г. Охлаждение гидрогенераторов. — М.: Энергия, 1969.
3. Абрамов А. И., Иванов-Смоленский А. В. Проектирование гидрогенераторов и синхронных компенсаторов: Учеб. пособие для вузов. — М.: Высшая школа, 1978.
4. Борисенко А. И., Давыков В. Г., Яковлев А. И. Аэродинамика и теплопередача в электрических машинах. — М.: Энергия, 1974.
5. Барышев Б. В. Бескрановый монтаж синхронных компенсаторов. — М.: Энергия, 1969.
6. Видеман Е., Келленберг В. Конструкция электрических машин: Пер. с немецкого. — М.: Энергия, 1972.
7. Гидрогенераторы вертикальные серии ВГС, ВГСФ, ВГСВФ. — М.: Информ-электро, 1973.
8. Гуревич Е. Я. Синхронные компенсаторы (конструкция, эксплуатация, ремонт). ГЭИ, 1958.
9. Синхронные компенсаторы (вопросы проектирования, монтажа, эксплуатации)/С. И. Гольденберг, Л. С. Моз, З. Б. Нейман, В. З. Пекне. — М.: Энергия, 1969.
10. Готттер Г. Нагревание и охлаждение электрических машин. — М.: Госэнергоиздат, 1961.
11. Данилевич Я. Б., Кашарский Э. Г. Добавочные потери в электрических машинах. — М.: Госэнергоиздат, 1963.
12. Данилевич Я. Б., Кулик Ю. А. Теория и расчет демпферных обмоток синхронных машин. — М.: Изд-во АН СССР, 1962.
13. Данилевич Я. Б. Добавочные потери в турбо- и гидрогенераторах. Л.: Наука, 1973.
14. Данилевич Я. Б., Домбровский В. В., Казовский Е. Я. Параметры электрических машин переменного тока. — М. — Л.: Наука, 1965.
15. Детинко Ф. М., Загородная Г. А., Фастовский В. М. Прочность и колебания электрических машин. — Л.: Энергия, 1969.
16. Домбровский В. В., Хуторецкий Г. М. Основы проектирования электрических машин. — Л.: Энергия, 1974.
17. Проектирование гидрогенераторов (часть I, электромагнитные и тепловые расчеты)/В. В. Домбровский, А. С. Еремеев, Н. П. Иванов и др. — Л.: Энергия, 1964.
18. Проектирование гидрогенераторов (часть II, конструкция и механические расчеты)/В. В. Домбровский, Ф. М. Детинко, А. С. Еремеев и др. — Л.: Энергия, 1968.
19. Зунделевич М. И., Прутковский С. А. Технология крупного электромашиностроения. Т. 2. Гидрогенераторы. — Л.: Энергоиздат, 1981.
20. Обмотки электрических машин/В. И. Зямин, М. Я. Каплан, И. Н. Рабинович и др. — М.: Госэнергоиздат, 1961.
21. Иванов-Смоленский А. В. Электрические машины: Учеб. для вузов. — М.: Энергия, 1980.
22. Итоги науки и техники. Гидрогенераторы и синхронные компенсаторы. — М.: ВИНТИ, 1968.
23. Подпятники, направляющие подшипники и крестовины мощных гидрогенераторов/М. Я. Каплан, Э. В. Школьников, М. И. Зунделевич, С. А. Прутковский. — Л.: Энергия, 1968.

24. Проектирование электрических машин: Учеб. пособие для вузов/И. П. Копылов, Ф. А. Горяинов, Б. К. Клоков и др.; Под ред. И. П. Копылова. — М.: Энергия, 1980.
25. Кучера Я., Галл И. Обмотки электрических вращательных машин. — Прага: Изд-во АН Чехословакии, 1963.
26. Пинский Г. Б., Домбровский В. В. Расчет явнополюсных синхронных машин. — Л.: Энергоатомиздат, 1984.
27. Пекне В. З. Синхронные компенсаторы (конструкция, монтаж, испытания и эксплуатация). — М.: Энергия, 1980.
28. Сергеев П. С., Виноградов Н. В., Горяинов Ф. А. Проектирование электрических машин. — М.: Энергия, 1969.
29. Состояние производства и технического уровня высокоиспользованных гидротенераторов и синхронных компенсаторов. — М.: Информэлектро, 1974.
30. Синхронные компенсаторы большой мощности за рубежом. — М.: Информэлектро, 1974.
31. Трохименко Я. К., Любич Ф. Д. Инженерные расчеты на программируемых микрокалькуляторах. — К.: Техника, 1985.
32. Филиппов И. Ф. Теплообмен в электрических машинах: Учеб. пособие для вузов. — Л.: Энергоатомиздат, 1986.
33. Шлыгин В. В. Прочностные и размерные расчеты электрических машин. — М. — Л.: Госэнергоиздат, 1963.
34. Электрическая часть станций и подстанций/Под ред. Васильева А. А. Ч. П., — М.: Энергия, 1972.
35. Электротехнический справочник. В 3-х т. Т. 2. Электротехнические устройства/Под общ. ред. профессоров МЭИ (гл. ред. И. Н. Орлов). 7-е изд. — М.: Энергоатомиздат, 1986.
36. Лошкарев В. П., Сапунов Г. К., Музафаров Д. А., Логинов С. И., Данилевич Я. Б., Суханов Л. А. Перспективы создания мощных гидротенераторов с полным водяным охлаждением. Электротехника. № 6, 1984.

ОГЛАВЛЕНИЕ

Предисловие	3
Глава 1. Конструкции синхронных гидрогенераторов с косвенным охлаждением	5
§ 1.1. Общие сведения	5
§ 1.2. Основные элементы конструкции вертикальных гидрогенераторов	14
§ 1.3. Исполнения вертикальных гидрогенераторов	16
§ 1.4. Корпус статора	23
§ 1.5. Сердечник статора	25
§ 1.6. Обмотка статора	30
§ 1.7. Влияние момента инерции ротора и угловой частоты вращения на его конструкцию	33
§ 1.8. Конструктивные типы роторов	35
§ 1.9. Сегментные ободы роторов	44
§ 1.10. Полосы ротора. Обмотка возбуждения	47
§ 1.11. Вал	58
§ 1.12. Подпятник	60
§ 1.13. Направляющий подшипник	68
§ 1.14. Подшипниковые токи	70
§ 1.15. Крестовины	72
Глава 2. Конструкции гидрогенераторов с непосредственным охлаждением	76
§ 2.1. Общие сведения	76
§ 2.2. Конструкция обмотки ротора с непосредственным внутрипроводниковым охлаждением	81
§ 2.3. Непосредственное водяное охлаждение статора	86
Глава 3. Синхронные компенсаторы	92
§ 3.1. Общие сведения. Исполнения синхронных компенсаторов	92
§ 3.2. Синхронные компенсаторы с воздушным охлаждением	96
§ 3.3. Синхронные компенсаторы с водородным охлаждением	102
§ 3.4. Конструктивные особенности синхронных компенсаторов с водородным охлаждением	109
§ 3.5. Синхронные компенсаторы с охлаждением водой	118
§ 3.6. Возбуждение синхронных компенсаторов	122
§ 3.7. Заполнение корпуса водородом и пуск синхронного компенсатора	128
Глава 4. Эксплуатационные системы и устройства гидрогенераторов	134
§ 4.1. Системы возбуждения	134
§ 4.2. Системы вентиляции	140
§ 4.3. Температурный контроль и сигнализация	144
§ 4.4. Система торможения	146
§ 4.5. Регуляторный генератор	147
§ 4.6. Противопожарная система	150

Глава 5. Выбор главных размеров активных частей гидрогенераторов и синхронных компенсаторов	151
§ 5.1. Основные требования к гидрогенераторам и синхронным компенсаторам	151
§ 5.2. Выбор главных размеров	157
Глава 6. Электромагнитный расчет	165
§ 6.1. Выбор типа обмотки и числа пазов статора	165
§ 6.2. Составление схемы обмотки статора	172
§ 6.3. Выбор размеров паза статора	179
§ 6.4. Выбор зазора между статором и ротором и размеров магнитопровода статора	186
§ 6.5. Выбор размеров магнитопровода ротора и демпферной обмотки	189
§ 6.6. Расчет магнитной цепи при холостом ходе	198
§ 6.7. Индуктивные сопротивления обмоток	206
§ 6.8. Расчет МДС возбуждения при нагрузке	212
§ 6.9. Выбор размеров и основных параметров обмотки возбуждения	219
§ 6.10. Параметры и постоянные времени обмоток	226
§ 6.11. Массы активных и конструктивных частей. Нагрузка на подшипник	232
§ 6.12. Расчет потерь и коэффициента полезного действия	234
§ 6.13. Расчет характеристик синхронных компенсаторов при асинхронном пуске	239
Глава 7. Расчеты механической прочности и жесткости отдельных узлов и деталей	245
§ 7.1. Расчет крепления полюсов к ободу ротора	245
§ 7.2. Расчеты механических напряжений в витках катушки полюса и необходимого количества распорок между полюсами	251
§ 7.3. Расчет механической прочности кромки полюсного наконечника с шпикованным сердечником полюса	254
§ 7.4. Расчет щеки полюса на механическую прочность	255
§ 7.5. Расчет обода на механическую прочность	257
§ 7.6. Расчет вала на прочность и жесткость	262
§ 7.7. Расчет подшипника и подшипников	268
Глава 8. Вентиляционный и тепловой расчеты	271
§ 8.1. Вентиляционный расчет	271
§ 8.2. Тепловой расчет машины с косвенным охлаждением	277
§ 8.3. Тепловой расчет машины со смешанным непосредственным охлаждением	284
Глава 9. Пример расчета гидрогенератора	288
§ 9.1. Электромагнитный расчет	288
§ 9.2. Расчеты механической прочности и жесткости отдельных узлов и деталей	320
§ 9.3. Вентиляционный и тепловой расчеты	327
Глава 10. Пример расчета синхронного компенсатора	331
§ 10.1. Электромагнитный расчет	331
§ 10.2. Тепловой расчет	362
§ 10.3. Расчет характеристик при асинхронном пуске	364

Приложение 1. Медные прямоугольные провода, ленты шины, трубы, круглые прутки. Изоляция прямоугольных проводов	369
Приложение 2. Характеристики намагничивания	372
Приложение 3. Средняя длина полувитка и вылет лобовой части двух- слойной обмотки статора (рис. ПЗ.1)	375
Приложение 4. Построение дуги большого радиуса	377
Приложение 5. Технические данные вертикальных гидрогенераторов	378
Приложение 6. Технические данные синхронных компенсаторов с воздушным (серии КС) и водородным (серии КСВ) охлаждением	381
Литература	385

Учебное издание

**Абрамов Алексей Иванович,
Иванов-Смоленский Алексей Владимирович**

**ПРОЕКТИРОВАНИЕ ГИДРОГЕНЕРАТОРОВ
И СИНХРОННЫХ КОМПЕНСАТОРОВ**

**Редактор В. А. Козлов
Художник В. Ю. Соколова
Технический редактор Н. А. Быкова
Компьютерная верстка Н. С. Михайлова
Оператор В. Н. Новоселова**

ЛР № 010146 от 25.12.96. Изд. № ВТИ-129. Слано в набор 22.05.2001
Подп. в печать 03.12.2001. Формат 60x88 $\frac{1}{16}$. Бум. газетная. Гарнитура «Таймс»
Печать офсетная. Объем: 24,01 усл. печ. л., 24,01 усл. кр.-отт., 22,02 уч.-изд. л.
Тираж 8 000 экз. Заказ № 2723

**ФГУП «Издательство «Высшая школа». 127994, Москва, ГСП-4.
Неглинная ул., д. 29/14.**

Факс: 200-03-01, 200-06-87

E-mail: mail@v-shkola.ru, info@v-shkola.ru <http://www.v-shkola.ru>

Набрано на персональных компьютерах издательства

**Отпечатано в ФГУП ИПК «Ульяновский Дом печати».
432980, г. Ульяновск, ул. Гончарова, 14.**

ИЗДАТЕЛЬСТВО "ВЫСШАЯ ШКОЛА"

Готовится к изданию

Лопухина Е. М., Семенчуков Г. А. Автоматизированное проектирование электрических машин малой мощности.

В книге на основе системного подхода изложены постановка и решение задач автоматизированного проектирования электрических машин малой мощности. Рассматриваются одновариантные и многовариантные математические модели электромагнитных процессов; особенности тепловых расчетов электрических машин малой мощности. Приводятся примеры проектирования неявнополюсных и явнополюсных асинхронных микродвигателей.

Для студентов электротехнических специальностей вузов.

Проектирование электрических машин. И. П. Копылов, Б. К. Клоков, В. П. Морозкин, Б. Ф. Токарев; Под ред. И. П. Копылова.

В учебнике рассмотрены электромагнитные, тепловые, вентиляционные и механические расчеты асинхронных, синхронных машин и машин постоянного тока; приведены материалы по новым сериям электрических машин; даны необходимые справочные материалы для выполнения курсовых и дипломных проектов.

Второе издание вышло в 1993.

Для студентов электротехнических и электроэнергетических специальностей вузов. Может быть полезно инженерам, специализирующимся в области проектирования и ремонта электрических машин.

Издательство "ВЫСШАЯ ШКОЛА"

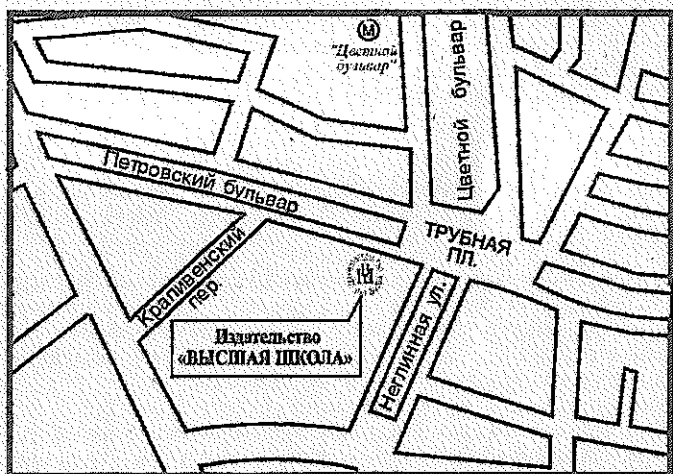
Адрес издательства: 127994, г. Москва, ул. Неглинная, 29/14
тел.: (095) 200-04-56
E-mail: mail@v-shkola.ru, info@v-shkola.ru
http://www.v-shkola.ru

Отдел маркетинга: (095) 200-07-69, 200-59-39, 200-33-36
факс (095) 200-03-01

Отдел рекламы: (095) 200-33-70, факс (095) 200-06-87

Телефон магазина: (095) 200-30-14

Схема проезда



Проезд:

м. "Пушкинская", далее троллейбусы
№ 15 и № 31 до остановки
"Трубная площадь" или
м. "Цветной бульвар"

МЫ БУДЕМ РАДЫ ВИДЕТЬ ВАС!