

А. М. Бигеев

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ ОПИСАНИЕ И РАСЧЕТЫ СТАЛЕПЛАВИЛЬНЫХ ПРОЦЕССОВ

Допущено Министерством высшего и среднего специального образования СССР в качестве учебного пособия для студентов металлургических специальностей вузов



МОСКВА «МЕТАЛЛУРГИЯ» 1982

Рецензенты: проф. докт. техн. наук *В. И. Явойский*,
канд. техн. наук *В. А. Щербакова, А. И. Косырев*

УДК 669.182

Математическое описание и расчеты сталеплавильных процессов.
Учебное пособие для вузов. Бигеев А. М. М.: Металлургия, 1982.
160 с.

В пособии изложены общие основы математического описания отдельных элементов технологии сталеплавильных процессов и плавки в целом, приведены примеры математического моделирования (расчетов) характерных вариантов сталеплавильных процессов. Наиболее полно рассмотрены вопросы, связанные с обеспечением оптимальных параметров шлакового и температурного режимов плавки, режима окисления углерода и синхронизации процессов обезуглероживания и нагрева металла. Приведены сведения по применению ЭЦВМ для математического моделирования сталеплавильных процессов.

Предназначена в качестве учебного пособия для студентов металлургических и политехнических вузов, изучающих курс производства стали.

Б $\frac{2602000000-053}{040(01)-82}$ 33—82

ОГЛАВЛЕНИЕ

	Стр.
Глава I. Общие сведения	5
1. Основные задачи, решаемые при производстве стали	5
2. Основные понятия и методы решения поставленных задач	7
3. Общие принципы составления схемы расчета плавки	11
Глава II. Обеспечение оптимального шлакового режима плавки	13
1. Общие требования, предъявляемые к шлаковому режиму	13
2. Определение количества шлака	16
3. Определение остаточного содержания примесей в металле	20
4. Характерные варианты шлакового режима отдельных процессов	23
5. Определение расхода извести (известняка)	28
Глава III. Обеспечение заданного содержания углерода и других полезных примесей в стали	30
1. Общие положения	30
2. Кислородные процессы	31
3. Мартеновский процесс	39
4. Определение расхода раскислителей и легирующих добавок	44
Глава IV. Обеспечение заданной температуры металла	47
1. Общие положения	47
2. Физическое тепло исходных материалов и продуктов плавки	48
3. Тепло химических реакций	53
4. Тепловые потери	64
5. Расчеты параметров плавки, изменением которых осуществляют основное регулирование температуры ванны	65
Глава V. Синхронизация процессов нагрева и обезуглероживания металла по ходу плавки в кислородных конверторах	70
1. Общие положения	70
2. Возможный нагрев ванны при окислении углерода кислородом дутья	72
3. Возможное охлаждение ванны при введении в нее твердого окислителя	76
4. Регулирование температуры ванны комбинированием кислорода дутья и твердого окислителя для окисления углерода	83
5. Возможное охлаждение ванны при использовании лома и металлизированных окатышей	87

Глава VI. Пример расчета плавки при переделе обычных чугунов в кислородных конверторах	88
1. Исходные данные	88
2. Предварительные расчеты	89
3. Определение максимально возможного расхода металлического лома	92
4. Определение расхода окатышей (дополнительного охладителя) и фактического расхода лома	96
5. Определение среднего содержания примесей в металлической шихте	97
6. Определение расхода извести	97
7. Определение уточненного количества шлака	100
8. Определение ориентировочного количества и состава газов	100
9. Приближенное определение выхода годного металла	101
10. Определение остаточного содержания примесей в металле	102
11. Определение количества удаляемых из металла примесей	103
12. Определение количества и состава шлака и газов	104
13. Определение расхода дутья и продолжительности продувки	104
14. Определение массы металла в конце продувки	106
15. Составление материального баланса	106
16. Определение температуры металла в конце продувки	106
17. Составление теплового баланса плавки	109
18. Расчет раскисления металла	110
19. Определение массы и состава металла после раскисления	110
20. Определение расхода материалов на всю садку	112
Глава VII. Пример расчета плавки при переделе высокофосфористых чугунов в сталеплавильных агрегатах непрерывного действия	112
1. Исходные данные	112
2. Предварительные расчеты	114
3. Расчет плавки в первом реакторе	121
4. Расчет плавки во втором реакторе	137
5. Расчет раскисления-легирования (расчет плавки в третьем реакторе)	147
6. Основные показатели плавки	150
Глава VIII. Применение ЭЦВМ для моделирования (расчета) сталеплавильных процессов	154
Библиографический список	158

Глава I

ОБЩИЕ СВЕДЕНИЯ

1. Основные задачи, решаемые при производстве стали

Сталеплавильное производство состоит из трех основных звеньев, подготовка шихтовых материалов (сырья), собственно плавка стали и разливка ее. В настоящей книге рассматривается только плавка стали, которая является основным и самым сложным звеном.

Конечная цель плавки стали в современных агрегатах в общем случае сводится к получению заданной массы жидкой стали с требуемыми химическим составом и температурой.

Наиболее трудной задачей является получение заданного химического состава готовой стали, поскольку оно связано с протеканием сложных физико-химических процессов, часть из которых трудно управляема или вовсе не управляема ([1], с. 15—32).

Все физико-химические процессы, связанные с получением заданного содержания примесей в готовой жидкой стали и поддающиеся управлению, можно подразделить на две основные группы:

1) *рафинирование металла* — удаление избыточного количества примесей, содержащихся в исходном металле;

2) *раскисление-легиrowание металла* — введение в металл недостающих примесей или недостающего их количества для достижения необходимого содержания полезных примесей и кислорода в конечной стали.

Оба процесса проводят, как правило, последовательно. Наиболее сложной задачей является рафинирование металла, которое обычно проводят в несколько стадий и, как правило, в разных рабочих объемах.

В настоящее время при плавке стали в агрегатах периодического действия в наиболее сложных случаях наблюдаются следующие стадии рафинирования металла:

1. Предварительное рафинирование, которое обычно сводится к удалению из чугуна серы, но возможно также удаление фосфора и других вредных примесей. Оно проводится до подачи чугуна в сталеплавильный агрегат, обычно в чугуновозных ковшах.

2. Основное рафинирование, которое проводится только в сталеплавильном агрегате и сводится к удалению примесей металла путем их окисления. Поэтому такое рафинирование называют окислительным рафинированием или просто рафинированием.

3. Дополнительное рафинирование, проводимое обычно в сталеразливочном ковшу и сводящееся в основном к удалению серы путем обработки металла синтетическим шлаком или шлаковыми смесями.

4. Дегазация — удаление газов (водорода, кислорода и азота). Оно достигается обработкой готового металла (по крайней мере, после окислительного рафинирования) вакуумом и нейтральным газом и проводится обычно в ковше.

При плавке стали непрерывным процессом наблюдаются те же стадии рафинирования, но все стадии должны проводиться в агрегате. Поэтому сталеплавильные агрегаты непрерывного действия (САНД) состоят из нескольких рабочих реакторов, в каждом из которых должны быть обеспечены благоприятные термодинамиче-

ские и кинетические условия для реализации той или иной стадии рафинирования.

По трудности решаемых задач и размерам затрат наиболее сложным является основное (окислительное) рафинирование, которое при производстве стали массового потребления обычно является единственным видом рафинирования.

Вторая по трудности задача связана с нагревом металла до заданной температуры. Поскольку заданная температура металла обеспечивается в период окислительного рафинирования, то эта задача обычно решается в комплексе с задачами окислительного рафинирования. При этом основная цель в управлении плавкой состоит в обеспечении синхронного протекания процессов окислительного рафинирования и нагрева металла, т. е. в создании таких условий, при которых оба эти процесса протекали бы или, по крайней мере, заканчивались бы одновременно.

При окислительном рафинировании обычно протекает большое число физико-химических процессов. Однако поддаются управлению и в производственной практике управляются лишь немногие из них. К процессам, подлежащим управлению, в первую очередь относятся обезуглероживание, дефосфорация и десульфурация металла.

Процесс обезуглероживания металла регулируется изменением расхода кислорода, который может поступать в ванну из разных источников — в виде технически чистого кислорода (кислородного дутья), кислорода воздушного дутья и оксидов железа твердого окислителя (руды, агломерата, окатышей), нагретого кислорода печных газов. Характерно, что реакция окисления углерода может быть как явно экзотермической, если она протекает за счет газообразного кислорода, так и резко эндотермической, если она протекает за счет кислорода твердых окислителей. Этот факт широко используется для регулирования температуры ванны (металла и шлака) при синхронизации процессов обезуглероживания и нагрева металла. Поскольку окисление углерода протекает в течение всего периода окислительного рафинирования металла, то синхронизация процессов рафинирования и нагрева металла в итоге сводится к синхронизации процессов обезуглероживания и нагрева металла. А это означает, что при расчетах расхода кислорода на данную плавку необходимо определить не только общее его количество, но и установить оптимальное соотношение различных видов окислителей.

Процессы дефосфорации и десульфурации металла осуществляются регулированием шлакового режима плавки — изменением количества и химического состава шлака. То и другое главным образом зависит от расхода шлакообразующих материалов, которыми в первую очередь являются флюсы. Поэтому расчеты, связанные с управлением процессов дефосфорации и десульфурации, сводятся к определению количества шлака и расхода флюсов.

Раскисление-легиrowание металла является обязательным и весьма ответственным элементом плавки, поскольку представляет операцию окончательного формирования состава готовой стали.

Таким образом, в книге рассмотрены вопросы, связанные с окислительным рафинированием, нагревом и раскислением-легиrowанием металла. При этом в качестве главной задачи поставлено обеспечение синхронного протекания процессов окислительного рафинирования (в первую очередь обезуглероживания) и нагрева металла. Вопросы, связанные с проведением других процессов — предварительного и дополнительного рафинирования, дегазации, освещены менее подробно.

2. Основные понятия и методы решения поставленных задач

Расчеты процессов плавки стали в современной терминологии — это их математическое моделирование, которое позволяет: во-первых, успешно решать самые разнообразные задачи, не прибегая к прямым производственным экспериментам; во-вторых, обеспечивать оптимальные режимы плавок, проводимых в данных конкретных производственных условиях (при заданной марке стали, имеющихся шихтовых материалах, типе агрегата, установленной его производительности и т. д.).

Типичные задачи производства стали, решаемые путем математического моделирования, можно подразделить на следующие четыре группы:

1. Установление для данных конкретных условий возможности достижения заданного значения какого-либо отдельного параметра плавки (температуры металла, содержания в нем фосфора, серы и т. д.).

2. Выявление возможности и целесообразности получения заданной марки стали при принятых конкретных условиях.

3. Выбор оптимального для данных конкретных условий варианта проведения намечаемой плавки, т. е. обеспечение получения заданной массы жидкой стали с требуемыми химическим составом и температурой при минимальных затратах материалов (сырья), времени, труда и различных видов энергии.

4. Получение полной информации о всех представляющих интерес параметрах плавки, в том числе о тех, экспериментальное определение которых сложно или невозможно.

В производственных условиях обычно решают задачи, отнесенные к третьей группе. Остальные группы задач представляют наибольший интерес при проведении научно-исследовательских и проектных работ, а также при изучении курса металлургии стали.

Особо важное значение имеет моделирование плавки в целом. При этом возможно получение весьма ценной в научном и практическом отношении информации: оптимального для данных условий расхода различных материалов и видов энергии, режима проведения процесса, возможного выхода (массы) и состава продуктов плавки (металла, шлака и газов) и т. д.

Следует подчеркнуть, что при использовании современных ЭВМ информация, полученная путем математического моделирования, требующего относительно небольших затрат, во многих случаях оказывается более достоверной, чем полученная при дорогостоящих производственных экспериментах, если математическая модель составлена правильно и достаточно полно. Поэтому в настоящее время составление математических моделей (математического описания) процессов плавки стали является одной из важнейших задач металлургической науки.

Математическая модель (математическое описание) процесса — это уравнение или система уравнений, связывающих параметры процесса с факторами, влияющими на них. Математическая модель может состоять только из одного уравнения, если нас интересует только один параметр процесса, и факторы, влияющие на этот параметр, являются независимыми переменными. Сталеплавильные процессы всегда требуют одновременного учета нескольких параметров, характеризующих состав металла и шлака, их температуру и т. д. Кроме того, факторы, влияющие на каждый из параметров, как правило,

являются зависимыми переменными. Обычно существует также взаимная связь как между параметрами, так и между некоторыми факторами. Поэтому математическая модель сталеплавильных процессов всегда представляет сложную систему, состоящую из большого числа уравнений (конечных и дифференциальных).

Математическая модель плавки служит исходным материалом (основой) для создания ее *алгоритма*, под которым понимают полное и точное описание, определяющее вычислительный процесс, т. е. последовательность выполнения вычислительных действий, позволяющих переводить исходные данные в искомый результат (в нашем случае — в параметры процесса). Алгоритм плавки обычно несколько шире математической модели, поскольку он может включать, кроме математического описания, еще логические условия и другие элементы. Составление алгоритма (алгоритмизация) процесса необходимо для его моделирования и при разработке автоматизированной системы управления процессом.

Алгоритм, записанный на языке машины, называется *программой*.

Возможно составление нескольких типов математических моделей, различаемых по объему охвата параметров — полные и неполные (частные, упрощенные); по возможностям учета изменения параметров во времени — статические и динамические; по способу (методу) составления — статистические, детерминированные и смешанные.

Полной математической моделью называют такую модель, которая описывает плавку от начала до конца, охватывая все основные ее параметры. Неполная (частная, упрощенная) математическая модель охватывает только часть плавки по числу параметров или по времени ее протекания. Могут быть составлены самые разнообразные частные модели: модель процесса дефосфорации, охватывающая плавку в целом или какую-то часть ее, модель процессов нагрева и безуглероживания металла в конечной стадии плавки и т. п.

Математическую модель плавки, позволяющую определять оптимальные значения исходных параметров (расхода материалов и т. д.) и возможные значения конечных параметров (состава и температуры металла и шлака и др.), называют *статической моделью*. Математическую модель, позволяющую определять не только начальные и конечные значения параметров плавки, но и их текущие значения по ходу процесса (значения в любой момент плавки), называют *динамической моделью*. Как ясно из приведенных определений, статическая модель является частным случаем динамической модели. Статическая модель плавки всегда представляет систему конечных уравнений, а динамическая — систему дифференциальных уравнений.

Статистической моделью называют модель, полученную с помощью методов математической статистики, рассматривая объект (процесс плавки стали) как «черный ящик». Это означает принятие в качестве основного условия допущения, что в системе (в сталеплавильном агрегате) протекают процессы, физико-химическая сущность которых не известна или изучена так незначительно, что нет возможности установления функциональной связи между параметрами процесса и факторами, влияющими на них. Исходя из этого положения обрабатывают (обычно методами регрессионного анализа) экспериментальные, как правило, производственные данные и

получают уравнения регрессии, характеризующие статистическую (не функциональную) связь между параметрами и влияющими на них факторами.

При наличии достаточного объема производственных данных относительно легко составить уравнения регрессии. Однако они имеют существенные недостатки. Во-первых, в них, как правило, не раскрывается физическая сущность процесса. Во-вторых, они справедливы только для данных конкретных условий и применение их в других случаях исключено, т. е. статистические модели не обладают универсальностью. Поэтому ими можно пользоваться лишь тогда, когда на данном этапе развития науки не представляется возможным получить уравнения, отражающие физико-химическую сущность процесса и выражающие функциональную связь между параметрами плавки и влияющими на них факторами.

В настоящее время физико-химические основы процессов производства стали изучены относительно полно. В частности, имеющиеся теоретические данные вполне позволяют установить функциональные связи между конечными значениями основных параметров процесса и большинством факторов, существенно влияющих на них. Следовательно, по крайней мере, в статической математической модели плавки основное количество уравнений может представлять уравнения, отражающие физико-химическую сущность процесса и выражающие функциональные связи. Такими уравнениями являются уравнения материальных и тепловых балансов.

Математическую модель, состоящую из уравнений, выражающих функциональные связи между параметрами плавки и факторами, влияющими на них, называют *детерминированной математической моделью*.

Детерминированные математические модели являются универсальными и позволяют успешно решать самые разнообразные научные и практические задачи. Поэтому основные усилия исследователей должны быть направлены на создание детерминированных математических моделей процессов.

Смешанной математической моделью называют модель, включающую уравнения как функциональной, так и корреляционной связей, т. е. детерминированно-статистическую модель.

Используя имеющиеся в настоящее время научные основы, в частности термодинамические данные, вполне возможно создать надежные статические математические модели сталеплавильных процессов, состоящие главным образом из уравнений, выражающих функциональные связи, максимально ограничивая уравнения регрессии [2, 3].

В настоящее время нет возможности создания чисто детерминированной динамической модели плавки, поскольку для этого необходимы количественно выраженные кинетические характеристики процесса, а они в большинстве случаев отсутствуют. Поэтому динамическую математическую модель плавки пока можно представить в виде смешанной детерминированно-статистической модели. Ее основой может служить детерминированная статическая модель, состоящая из конечных уравнений материальных и тепловых балансов и позволяющая определять конечные значения контролируемых параметров плавки, а уравнения (как правило, дифференциальные), позволяющие определять параметры плавки в любой момент процесса, могут быть функциональными и регрессионными.

Таким образом, сталеплавильные процессы можно рассматри-

вать в случаях составления статической математической модели как практически «светлый ящик», а при создании динамической модели — «серый ящик», но ни в каком случае не уподоблять их «черному ящику».

Процессы плавки стали как объекты управления, а следовательно, и как объекты математического описания представляют весьма сложные системы, поскольку ход и результаты плавки определяются огромным числом (сотнями) величин, большинство из которых изменяется в широком диапазоне в зависимости от типа процесса и условий его реализации.

При математическом описании плавки все величины, определяющие ход и результаты процесса, целесообразно делить на ряд групп.

Величины, с помощью которых характеризуют (определяют) ход и результаты плавки, обычно называют параметрами процесса, а величины, от которых зависят параметры, — факторами. Иногда параметры называют выходными величинами, критериями оптимизации, целевой функцией и т. д., а факторы — входными величинами, аргументами и т. д.

Основные параметры сталеплавильных процессов по ходу плавки обычно контролируются и регулируются. К ним в первую очередь относятся состав металла (содержание С, Р, S, Mn и др.), основность шлака и температура ванны. Остальные величины по отношению к ним рассматриваются как факторы.

Рассматриваемые величины могут быть подразделены на группы по степени влияния на ход и результаты плавки — на существенные (первостепенные), подлежащие учету при математическом описании и расчетах, и несущественные (второстепенные), которые могут быть исключены из рассмотрения; по возможностям изменения от плавки к плавке — на переменные и постоянные; по характеру изменения в пределах каждой плавки — на динамические, зависящие от времени, и статические, не зависящие от него; по степени изученности — на известные и неизвестные.

Приведенное выше деление рассматриваемых величин на группы по любому из указанных признаков в определенной мере является условным. Так, параметры процесса обычно взаимно связаны, т. е. один параметр по отношению к другому можно рассматривать в качестве фактора. Например, изменение содержания углерода в металле обычно вызывает изменение температуры ванны. Следовательно, содержание углерода по отношению к температуре является фактором. Величина, принятая в приближенном математическом описании (расчете) за несущественную или постоянную, в более точном математическом описании может рассматриваться как существенная и переменная. Факторы, не изученные (неизвестные) сегодня, завтра могут оказаться известными.

Математическое описание процессов плавки стали также невозможно без деления их на части.

Плавка стали в любом агрегате даже при составлении статической модели должна быть разделена по крайней мере на две части — окислительное рафинирование и раскисление-легирование, поскольку в каждой из этих частей плавки решаются принципиально отличные друг от друга задачи, и они обычно проводятся в разных рабочих объемах (рафинирование — только в агрегате, раскисление — чаще в ковше).

Внутри каждой из указанных частей плавку необходимо расчленять на еще большее число элементов, которыми являются мно-

гочисленные частные физико-химические процессы: химические реакции, физические процессы нагрева и расплавления различных материалов, обмена теплом ванны с окружающей средой и т. д. Количественно охарактеризовав элементарные процессы и сводя эти характеристики к уравнениям материальных и тепловых балансов, можно получить основные уравнения, необходимые для составления математической модели плавки, т. е. уравнения, выражающие зависимость управляемых параметров плавки от различных факторов.

Кроме того, может оказаться весьма ценным деление по крайней мере окислительного рафинирования на части во времени. Так, при математическом описании классических вариантов мартеновского процесса рационально различать три этапа окислительного рафинирования — в периоды плавления, рудного (принудительного) и чистого (свободного) кипения, так как в каждый из этих периодов существенно различны условия в смысле возможностей управления окислительным рафинированием и синхронизации его с процессом нагрева ванны.

Деление процесса плавки на части во времени (по условиям протекания той или иной группы физико-химических процессов) весьма важно, поскольку в этом случае общая модель плавки в какой-то мере приобретает черты динамической модели (при составлении динамической модели требуется деление плавки по времени ее протекания на бесконечно большое число частей). Оно позволяет определять значения параметров процесса не только в конце плавки, но и в конце отдельных ее периодов. Поэтому такие возможности всегда должны быть использованы.

Таким образом, в общем случае создание детерминированной математической модели сталеплавильных процессов сводится к следующему: 1) деление плавки на части во времени (на периоды) и элементарные физико-химические процессы в пределах каждой части — декомпозиция плавки; 2) количественная характеристика (математическое описание) каждого элементарного процесса; 3) составление математической модели каждого периода плавки путем объединения (композиции) количественных характеристик элементарных процессов, представляющих уравнения материальных и тепловых балансов, и решения их относительно управляемых параметров плавки; 4) получение математической модели плавки в целом путем объединения математических моделей отдельных периодов (частей).

Поскольку элементарные физико-химические процессы являются общими для всех разновидностей сталеплавильных процессов, составлению их математических моделей посвящены первые главы книги. При этом основное внимание уделено окислительному рафинированию, а в нем в качестве важнейших управляемых процессов выделены процессы шлакообразования (дефосфорации и десульфурации металла), обезуглероживания и нагрева металла.

3. Общие принципы составления схемы расчета плавки

Как ясно из изложенного, не только расчет плавки в целом, но даже определение отдельных ее параметров при строгом подходе должно свестись к совместному решению систем уравнений материальных и тепловых балансов. Однако этот наиболее точный вариант расчета применительно к плавке в целом приемлем лишь при

выполнении его на современных ЭВМ, поскольку совместное решение десятков уравнений, входящих в математическую модель плавки в целом, вручную практически невозможно.

С точки зрения более глубокого уяснения физико-химической сущности сталеплавильных процессов наибольший интерес представляют расчеты плавки вручную*.

Расчеты вручную надежно могут быть выполнены только по строго определенным схемам, при составлении которых необходимо, во-первых, придерживаться некоторых общих принципов, во-вторых, учитывать специфические особенности каждого варианта плавки (процесса в том или ином агрегате).

Основными общими принципами составления схем расчетов плавки, позволяющими существенно упростить расчеты, не снижая их точности, являются следующие:

1) проведение расчетов в два приема — предварительный и окончательный.

Основной целью предварительных расчетов является составление общего плана ведения (установление технологической схемы) плавки. Например, при ведении плавки в сталеплавильных агрегатах непрерывного действия (САНД) предварительными расчетами устанавливают число и тип реакторов, а при ведении плавки в агрегатах периодического действия устанавливают, каким должен быть процесс — одношлаковым или многошлаковым.

Целью окончательных расчетов является решение задач, связанных с реализацией плана ведения плавки, установленного предварительными расчетами. Эти задачи главным образом сводятся к установлению оптимальных для данных условий значений расхода различных исходных материалов и энергоресурсов, определению выхода и состава продуктов плавки (металла, шлака, газов);

2) определение любого параметра плавки по формуле, полученной из уравнений материального и теплового балансов путем решения их относительно искомого параметра. При этом значения еще неизвестных параметров и основных факторов, входящих в расчетную формулу, определяют предварительным расчетом, исходя из теории или практики;

3) определенная последовательность расчетов параметров плавки: вначале определяют такой параметр, на величину которого влияние других, еще не известных параметров меньше, чем влияние определяемого параметра на неизвестные;

4) определение основных параметров плавки на 100 кг исходных металлических материалов — чугуна и лома (металлизированных окатышей). Полученные данные пересчитывают, чтобы иметь величины, удобные для экономической оценки процесса и практического управления плавкой. Например, расход материалов и выход продуктов плавки в основных расчетах выражать в килограммах на 100 кг металлошихты (в процентах от массы металлошихты). При пересчетах они могут быть выражены в килограммах на тонну готовой стали (в целях экономической оценки), в тоннах или килограммах на всю садку (для управления агрегатами периодического действия), в тоннах или килограммах в час (для управления САНД).

Полные схемы подробно изложены при рассмотрении расчетов конкретных вариантов плавки (процессов).

* Результаты расчетов вручную представляют большую ценность также при составлении алгоритма и особенно программы расчета на ЭВМ.

ОБЕСПЕЧЕНИЕ ОПТИМАЛЬНОГО ШЛАКОВОГО РЕЖИМА ПЛАВКИ

1. Общие требования, предъявляемые к шлаковому режиму

Шлаковый режим имеет важное, во многих случаях решающее влияние на ход и результаты плавки. Обеспечение оптимального шлакового режима начинается с установления оптимальных значений его основных параметров, которыми в первую очередь являются основность и количество шлака, а также условия (режим) взаимодействия металла и шлака.

При установлении шлакового режима необходимо стремиться максимально упростить его, но в то же время обеспечить достижение требуемой степени дефосфорации и десульфурации металла в заданных конкретных условиях, к которым в первую очередь относятся возможности данного процесса, качество исходного сырья и требования, предъявляемые к качеству готовой стали.

Вполне возможны случаи, когда в данном агрегате (данном процессом) невозможно или экономически нецелесообразно получение стали требуемого качества из-за чрезмерного осложнения шлакового режима. Характерным примером такого случая является передел высокофосфористого чугуна в стационарных мартеновских печах.

Основность шлака зависит от конкретных условий ведения плавки, в частности от того, требуется по ходу процесса принятие специальных мер для удаления серы и фосфора или нет.

Если по условиям ведения плавки (высокое качество исходного сырья, низкие требования, предъявляемые к качеству стали и т. п.) нет необходимости в специальных мерах для удаления из металла серы или фосфора, то основность шлака должна обеспечивать предотвращение чрезмерного разрушающего действия шлака на футеровку агрегата. Для выполнения этого требования достаточно иметь основность конечного шлака в пределах 2,2—2,6.

Если по ходу плавки требуется принятие специальных мер для удаления серы и фосфора, то основность шлака должна обеспечивать максимальное поглощение шлаком указанных вредных примесей. Этому требованию обычно отвечают конечные шлаки с основностью 2,7—3,3 в мартеновском процессе и 3—4 в кислородно-конверторном. При значительных превышениях основности сверх указанных пределов обычно шлаки становятся гетерогенными и их активность (фосфоро- и серопоглолительная способность) снижается.

Количество шлака. Роль количества шлака тоже противоречива. Так, чем больше количество шлака, тем выше при постоянстве других условий степень дефосфорации и десульфурации металла, но одно-

временно могут возрастать потери полезных примесей и железа. Поэтому увеличение количества шлака является вредным, если это не вызвано необходимостью удаления фосфора или серы. Кроме того, при чрезмерном количестве шлака обычно возникают трудности в ведении плавки.

Таким образом, для каждого типа процесса и условий его реализации (качество сырья, требования, предъявляемые к качеству готовой стали и т. д.) должно существовать свое оптимальное количество шлака.

Установление оптимального количества шлака даже для конкретного процесса является довольно сложной задачей. Ее решение применительно к периодическим процессам целесообразно вести по следующей схеме:

1) определение количества шлака, неизбежно образующегося по ходу процесса при минимально допустимой основности, обеспечивающей защиту футеровки агрегата от чрезмерного разрушения;

2) установление возможной степени дефосфорации и десульфурации металла этим количеством шлака. Если она окажется достаточной, то это является свидетельством нормального количества образующегося шлака;

3) определение дополнительного количества шлака, необходимого для достижения требуемой степени дефосфорации и десульфурации металла, если количества неизбежно образующегося шлака для этого недостаточно.

Учитывая сказанное выше об оптимальных пределах изменения основности и общих принципах определения оптимального количества шлака, установление (экспериментально или расчетом) оптимального шлакового режима плавки в целом можно вести по следующей схеме:

1) определение возможной степени дефосфорации и десульфурации металла тем количеством шлака, которое неизбежно образуется во время окислительного рафинирования при минимально допустимой его основности (2,2—2,6), обеспечивающей защиту футеровки агрегата от чрезмерного разрушения под действием шлака. Если при этом удаление из металла серы и фосфора окажется достаточным, то плавку можно вести именно по такому шлаковому режиму, который является самым простым и наиболее распространенным при выплавке в кислородных конверторах рядовых марок стали из шихты с низким содержанием серы и фосфора;

2) если неизбежно образующийся окислительный шлак с минимально допустимой основностью не обеспечивает требуемую степень дефосфорации или десульфурации металла, то необходимо повысить основность шлака до максимально допустимых значений (3—4) и определить удаление фосфора и серы из металла в новых условиях. Во многих случаях такой шлаковый режим мо-

жет оказаться вполне приемлемым ввиду обеспечения требуемой степени дефосфорации и десульфурации металла. Этот режим требует большего расхода материалов и может привести к некоторому удлинению периода плавки, тем не менее он широко применяется в практике кислородно-конверторного процесса;

3) если неизбежно образующийся шлак с максимальной основностью не обеспечивает требуемое очищение металла от фосфора или серы, то необходимо прибегать к наведению дополнительного шлака с оптимальной основностью в количестве, достаточном для достижения требуемой степени дефосфорации и десульфурации металла. К такому сложному шлаковому режиму обычно приходится прибегать при выплавке высококачественной стали из обычной шихты или рядовых марок стали из шихты с высоким содержанием фосфора и серы.

Следует подчеркнуть, что наведение дополнительного количества шлака, как правило, связано с обязательным промежуточным удалением шлака из агрегата. Это требует дополнительной затраты времени, которое может быть весьма значительным. Например, в кислородно-конверторных процессах остановка плавки на промежуточное удаление шлака обычно составляет 5—10 мин при общей продолжительности продувки 15—20 мин. Поэтому к последнему варианту шлакового режима прибегают лишь в исключительных случаях, причем главным образом при переделе высокофосфористых чугунов. Это связано с тем, что дефосфорация металла возможна только при окислительном рафинировании, и оно должно быть завершено до раскисления-легиrowания металла. Десульфурация же возможна, причем весьма успешно, и в период раскисления-легиrowания путем обработки синтетическими шлаками. Ввиду этого ради глубокого обессеривания металла шлаковый режим плавки обычно не осложняют, особенно в кислородно-конверторных процессах, прибегая в необходимых случаях к десульфурации в ковше с помощью синтетических шлаков или шлаковых смесей.

В настоящее время в сталеплавильной практике регулирование шлакового режима плавки в основном сводится к изменению основности и количества шлака. Возможности улучшения рафинирования металла изменением режима взаимодействия его со шлаком используются недостаточно, хотя во многих случаях изменение режима взаимодействия может оказаться более эффективным, чем изменение количества и основности шлака.

Режим взаимодействия металла и шлака может быть изменен при плавке стали в агрегатах как периодического, так и непрерывного действия.

В агрегатах периодического действия это практически означает переход от одношлакового режима к многошлаковому, протекающему в том и другом варианте в условиях полного смешения металла и шлака, когда рафинирующая способность шлака используется только частично.

В агрегатах непрерывного действия возможности изменения режима взаимодействия металла и шлака значительно больше. В частности, возможно создание противоточного режима рафинирования металла шлаком, когда рафинирующая способность шлака используется наиболее полно ([1], с. 102—120).

В расчетах шлакового режима плавки первостепенное значение имеет определение количества шлака, которое рассмотрено отдельно.

2. Определение количества шлака

В любых случаях расчета плавки в первую очередь необходимо определение того количества шлака, которое неизбежно образуется за плавку в целом или за тот или иной ее период.

В том случае, когда основные параметры плавки известны, количество образующегося шлака можно определить по формуле

$$g_{\text{шл}} = \frac{100}{100 - (\Sigma \text{FeO})} [\Sigma \beta_E \Delta [E] + 10^{-2} \Sigma g_i m_i + g_{\text{ш.о}}^{\text{ДР}}], \quad (1)$$

где (ΣFeO) — содержание оксидов железа (FeO и Fe_2O_3) в шлаке, %; $\Sigma \beta_E \Delta [E]$ — количество шлакообразующих оксидов, получающихся при окислении примесей металла, кг; $10^{-2} \Sigma g_i m_i$ — количество шлакообразующих без оксидов железа, вносимых неметаллической частью шихты (известью, твердым окислителем, дополнительным флюсом), кг; $g_{\text{ш.о}}^{\text{ДР}}$ — то же, поступающее из других источников (футеровки, миксерного или доменного шлака и т. п.).

В свою очередь

$$\Sigma \beta_E \Delta [E] = 2,14 \Delta [\text{Si}] + 2,29 \Delta [\text{P}] + 1,29 \Delta [\text{Mn}] + \dots; \quad (2)$$

$$10^{-2} \Sigma g_i m_i = 10^{-2} g_{\text{изв}} m_{\text{изв}} + 10^{-2} g_{\text{т.о}} m_{\text{т.о}} + 10^{-2} g_{\text{д.ф}} m_{\text{д.ф}}. \quad (3)$$

В последних формулах 2,14; 2,29; 1,29.... — стехиометрические коэффициенты, определяющие, сколько получа-

ется оксида (кг) при окислении 1 кг соответствующего элемента; $g_{\text{изв}}$, $g_{\text{т.о.}}$, $g_{\text{д.ф}}$ — расходы извести, твердого окислителя и дополнительного флюса (боксит, плавикового шпата и др.), кг; $m_{\text{изв}}$, $m_{\text{т.о.}}$, $m_{\text{д.ф}}$ — содержание шлакообразующих оксидов (без оксидов железа) в извести, твердом окислителе и дополнительном флюссе, %.

Содержание оксидов железа в шлаке зависит от многих факторов, главными из которых являются концентрация углерода в металле, основность шлака и температура ванны.

Эти зависимости приближенно могут быть описаны следующими эмпирическими уравнениями:

для конечных шлаков кислородных процессов в случаях окончания продувки при $[C] > 0,10\%$

$$(\Sigma \text{FeO}) = 4B + \frac{0,3}{[C]} + 10^{-6} t^2 + 1,25; \quad (4)$$

для шлаков периода доводки мартеновского и непрерывного процессов

$$(\Sigma \text{FeO}) = m + \left(4,75 + \frac{0,2}{[C]} - 2,5 \cdot 10^{-2} \Delta t \right) B; \quad (5)$$

для конечных шлаков любого процесса в случае выплавки особо низкоуглеродистой стали ($[C] < 0,05\%$), когда решающее значение имеет содержание углерода в металле:

$$(\Sigma \text{FeO}) = 12 + \frac{0,9}{[C]}. \quad (6)$$

В формуле (5) эмпирический коэффициент $m = 1 \div 3$ для мартеновского процесса без применения кислорода, $m = 3 \div 4$ — при интенсификации сжигания топлива кислородом, $m = 6 \div 9$ — для непрерывных процессов.

Зависимость (6), несмотря на свою простоту, дает удовлетворительные результаты и для области более высоких концентраций углерода. Поэтому она может быть использована для приближенного определения содержания оксидов железа в конечном шлаке и в случаях, когда $[C] > 0,05\%$.

Содержание оксидов железа в шлаках начальной стадии процесса в любом агрегате в основном зависит от температуры и обычно составляет 25—35%.

Величиной $g_{\text{ш.о}}^{\text{др}}$ можно задаваться, исходя из следующих практических данных:

	$g_{ш.о}^{дp}, кг$
Кислородно-конверторный процесс, за всю плавку	1,5—2,0
Процесс в двухванной печи, за всю плавку . .	2,0—2,5
Скрап-рудный мартеновский процесс, период плавления	1,0—1,5
То же, период доводки	0,5—1,0
Мартеновский скрап-процесс, период плавления .	0,8—1,2
То же, период доводки	0,5—1,0

Количество неизбежно образующегося шлака необходимо знать в самом начале расчета, чтобы установить шлаковый режим плавки. Но тогда большинство сведений о параметрах плавки еще неизвестно. Поэтому воспользоваться вышеприведенными формулами для определения количества шлака в начальной стадии расчета невозможно. На этой стадии расчета количество шлака необходимо определять приближенно по следующим полуэмпирическим формулам, справедливым для определенного типа процесса:

одношлаковый кислородно-конверторный процесс, процесс в двухванных печах и первый период (первая стадия) непрерывного процесса при переделе обычных чугунов:

$$g_{шл} = 2B [1,7 ([Si]_{чуг} + [Si]_л) + g_{SiO_2}^{дp}]; \quad (7)$$

период плавления мартеновского процесса:

$$g_{шл} = 2B (2,14 \Sigma Si_{ших} + g_{SiO_2}^{дp}); \quad (8)$$

первый период процесса передела высокофосфористых чугунов в любом агрегате (период основной дефосфорации металла):

$$g_{шл} = g_{шл.л.п} + 100 \frac{2,14 \Sigma Si_{ших} + 2,29 \Sigma P_{ших} + g_{SiO_2}^{дp}}{(SiO_2) + (P_2O_5)}. \quad (9)$$

В этих формулах B — основность шлака, выраженная отношением CaO/SiO_2 ; $[Si]_{чуг}$ — содержание кремния в чугуне, %; $\Sigma Si_{ших}$ и $\Sigma P_{ших}$ — содержание кремния и фосфора в металлической шихте, %; (SiO_2) и (P_2O_5) — содержание кремнезема и пентоксида фосфора в шлаке, %; $g_{SiO_2}^{дp}$ — количество кремнезема, поступающего в шлак из всех источников, кроме металлической шихты, кг (%); $g_{шл.л.п}$ — количество шлака, оставленного в агрегате от предыдущей плавки (в периодических процессах) или поступающего в реактор для дефосфорации из следующе-

го реактора, в котором металл проходит дальнейшее рафинирование, кг (%).

В расчетах сведения о составе металла обычно бывают известными. Основностью шлака B , количеством кремнезема, поступающего из других источников, $g_{\text{SiO}_2}^{\text{ДР}}$, а также содержанием в шлаке SiO_2 можно задаваться с учетом следующих практически встречающихся пределов их изменения:

	B	$\text{SiO}_2, \%$	$g_{\text{SiO}_2}^{\text{ДР}}, \text{ кг}$
Одношлаковый кислородный процесс в любом агрегате . . .	3,0—3,5	15—20	0,7—1,3
Период плавления мартеновского скрап-рудного процесса . . .	1,5—2*	20—25*	1,0—1,5
То же, скрап-процесса . . .	2,0—2,5	15—20	0,4—0,6
Период основной дефосфорации высокофосфористого чугуна в режиме полного смешения металла и шлака	—	25—30**	1,0—1,5
То же, в режиме полного противотока	—	30—35**	0,5—1,0

* Средние значения для спускаемого малоосновного шлака и шлака, остающегося в печи к моменту расплавления и имеющего нормальную основность.

** Сумма $(\text{SiO}_2) + (\text{P}_2\text{O}_5)$.

В предварительных расчетах, являющихся сугубо ориентировочными, количеством неизбежно образующегося шлака можно задаваться в следующих пределах:

	$g_{\text{шл}}, \text{ кг}(\%)$
Одношлаковый кислородный процесс (передель обычных чугунов в кислородных конверторах, двухванных печах и непрерывном процессом) . . .	13—17
Двухшлаковый кислородный процесс (передель высокофосфористых чугунов)	25—30
Период плавления мартеновского процесса:	
скрап-рудного	10—12
скрап-процесса	7—9

Приведенные выше количества образующихся шлаков относятся к обычным условиям: содержание кремния в чугуне 0,5—1,0%, попадание в агрегат доменного или миксерного шлака 0,3—0,8% от массы чугуна и засорение лома 1,5—3,0%. При более высоких содержаниях кремния в чугуне и мусора в ломе, большем поступлении миксерного шлака количество шлака бывает значительно больше указанных пределов. Так, при переделе

в кислородном конвертере чугуна с содержанием 1,5% Si количество образующегося шлака может превышать 20%.

3. Определение остаточного содержания примесей в металле

При выполнении конкретных расчетов плавки стали основной характеристикой достигнутой степени рафинирования является остаточное содержание примеси в металле (при анализе общей теории рафинирования металла шлаком удобно пользоваться относительными величинами, например отношением начального содержания примеси к ее конечному содержанию [1]).

Остаточное содержание в металле любой примеси, распределяющейся между металлом и шлаком, при проведении процесса в режиме полного смешения (во всех агрегатах периодического действия) можно определять по формуле

$$[E] = \frac{100 \Sigma E}{g_m + L_E g_{шл}}, \quad (10)$$

где $[E]$ — остаточное содержание примеси в металле, %; ΣE — общее количество примеси в системе металл — шлак, кг (%); g_m — выход металла, кг (%); $g_{шл}$ — количество шлака, кг (%); L_E — коэффициент распределения примеси между шлаком и металлом, выраженный отношением $(E)/[E]$.

Фосфор

Применительно к процессу дефосфорации зависимость (10) удобно представить в виде

$$[P] = \frac{100 \Sigma P_{ших}}{g_m + 0,437 L'_p g_{шл}}, \quad (11)$$

где $\Sigma P_{ших}$ — содержание фосфора в металлической шихте, кг (%); L'_p — коэффициент распределения, выраженный отношением $(P_2O_5)/[P]$.

В расчетах значением L'_p следует задаваться, пользуясь табл. 1.

В табл. 1 включены данные, взятые в основном из производственной практики и достигнутые при обычном режиме плавки. В случае принятия специальных мер по улучшению дефосфорации металла наблюдаются более высокие коэффициенты распределения, но в общих расчетах, которые рассматриваются в настоящей книге, не

Т а б л и ц а 1

Пределы изменения коэффициента распределения фосфора

$$L'_p = (P_2O_5)/[P]$$

Процесс, период плавки	Величина L'_p при работе	
	на обычном чугуне	на высокофосфо- ристом чугуне
Кислородно-конверторный процесс:		
конец плавки при одношлаковом режиме (предел обычных чугу- нов)	60—90	—
конец первого периода при двух- шлаковом режиме (предел высо- кофосфористых чугунов)	100—120	150—200
Одношлаковый процесс в двухванных печах	100—120	—
Мартеновский процесс:		
по расплавлению при $B=1,7—2,0$	70—100	200—250
то же, при $B=2,5—3,0$	100—150	300—350
перед раскислением при $[P]_{\text{раск}} =$ $=0,020—0,025\%$	—	200—300
то же, при $[P]_{\text{раск}}=0,010—0,020\%$ и $[C]_{\text{раск}} > 0,1\%$	80—100	150—200
то же, при $[P]_{\text{раск}}=0,010—0,020\%$ и $[C]_{\text{раск}} < 0,1\%$	120—150	200—300
Непрерывный процесс:		
дефосфорация в противоточном ре- акторе	50—70	100—150
дефосфорация в реакторе полного смешения	70—100	200—250

следует задаваться ими, чтобы обеспечить реализуемость результатов при обычных производственных условиях. Выход мсталла в предварительных расчетах можно принимать 90% для кислородных процессов и 100% для мартеновского процесса. Количество образующегося шлака следует определять, пользуясь приведенными выше формулами.

Для кислородно-конверторного процесса можно принять: $g_m=90\%$; $g_{\text{шл}}=15\%$; $L'_p=60$. Следовательно:

$$[P] \approx 0,1 \Sigma P_{\text{ших}}.$$

Таким образом, при одношлаковом варианте кислородно-конверторного процесса возможно удаление из мсталла до 90% фосфора, что при пределе обычных чугунов, содержащих 0,15—0,25% фосфора, означает остаточное содержание в металле 0,015—0,025% фосфора,

т.е. вполне допустимое для рядовых марок стали. Поэтому передел обычных чугунов в кислородных конверторах вполне возможен одношлаковым процессом.

В тех случаях, когда образующегося количества шлака недостаточно для достижения требуемой степени дефосфорации металла, возникает необходимость в наводке дополнительного количества шлака. Его можно считать по формуле

$$g_{\text{шл}}^{\text{доп}} = \frac{100 [(P]_{\text{н}} - [P]_{\text{к}}) + 0,437 (L'_{\text{р.н}} [P]_{\text{н}} - L'_{\text{р.к}} [P]_{\text{к}}) g_{\text{шл}}^{\text{н}}}{0,437 L'_{\text{р.к}} [P]_{\text{к}}}, \quad (12)$$

где $[P]_{\text{н}}$ и $[P]_{\text{к}}$ — содержание фосфора в начале и конце дефосфорации дополнительным шлаком, %.

Величину $g_{\text{шл}}^{\text{доп}}$ можно вычислить и по формуле (15) для определения расхода синтетического шлака на десульфурацию металла в ковше (см. ниже).

Сера

Остаточное содержание серы в металле можно определить из зависимости

$$[S] = \frac{100 (\Sigma S_{\text{ших}} + \Sigma S_{\text{др}} - \Sigma S_{\text{г.ф}})}{g_{\text{м}} + L_{\text{с}} g_{\text{шл}}}, \quad (13)$$

где $\Sigma S_{\text{ших}}$ и $\Sigma S_{\text{др}}$ — соответственно количество серы, вносимой в ванну металлической шихтой и другими шихтовыми материалами, кг (%); $\Sigma S_{\text{г.ф}}$ — количество серы, переходящее в газовую фазу, кг (%).

Коэффициент распределения серы между окислительным шлаком и металлом можно приближенно определить по эмпирической формуле

$$L_{\text{с}} = 2B - 2, \quad (14)$$

где B — основность шлака, равная 2—4.

Количество синтетического шлака, необходимого для обработки стали в ковше с целью глубокой десульфурации, рассчитывают по несколько упрощенной формуле

$$g_{\text{шл}}^{\text{с}} = \frac{100 ([S]_{\text{н}} - (S)_{\text{к}})}{[S]_{\text{к}} L_{\text{с}}^{\text{с}} - (S)_{\text{н}}^{\text{с}}}, \quad (15)$$

где $[S]_{\text{н}}$ и $[S]_{\text{к}}$ — начальное и желаемое конечное содержание серы в металле, %; $(S)_{\text{н}}^{\text{с}}$ — начальное содер-

жание серы в синтетическом шлаке, %; L_S^c — коэффициент распределения.

Коэффициент распределения серы между синтетическим известково-глиноземистым шлаком и металлом можно принимать равным 40—60.

Например, если $[S]_{\text{н}} = 0,030\%$; $[S]_{\text{к}} = 0,005\%$; $(S)_{\text{н}}^c = 0,05\%$ и $L_S^c = 50$, то $g_{\text{шл}}^c = \frac{100(0,030 - 0,005)}{0,005 \cdot 50 - 0,05} = 5 \text{ кг } (\%)$.

Как видим, относительно небольшим количеством синтетического шлака можно обеспечить весьма глубокую десульфурацию, достаточную при выплавке самых ответственных марок сталей, например сталей для магистральных газопроводов для северных районов.

Марганец

Остаточное содержание марганца в металле следует определять по формуле

$$[\text{Mn}] = \frac{100 \Sigma \text{Mn}}{g_{\text{м}} + 0,775 K_{\text{Mn}} (\text{FeO})}, \quad (16)$$

где K_{Mn} — константа равновесия реакции окисления марганца $[\text{Mn}] + (\text{FeO}) = (\text{MnO}) + [\text{Fe}]$; (FeO) — содержание оксида железа (II) в шлаке, %.

Константу равновесия следует определять из зависимости

$$\lg K_{\text{Mn}} = \lg \frac{(\text{MnO})}{[\text{Mn}] (\text{FeO})} = \frac{6230}{T} - 3,060. \quad (17)$$

Содержание FeO в шлаке следует определять так: сначала по приведенным выше формулам найти общее содержание оксидов железа в шлаке, а затем находить содержание закиси, учитывая обычно наблюдаемые соотношения FeO и Fe₂O₃ в шлаке (2:1 в кислородных процессах и 3:1 в мартеновском процессе).

4. Характерные варианты шлакового режима отдельных процессов

Кислородно-конверторный процесс

Для кислородно-конверторного процесса характерна весьма высокая скорость рафинирования, из-за чего остановка продувки на обновление шлака является крайне нежелательной, т. е. для него наиболее рационален одношлаковый режим плавки. Но это не всегда возможно. Например, при переделе высокофосфористых чугунов неизбежен двухшлаковый режим, поскольку при одношлаковом ре-

жине обычно не обеспечивается требуемая степень дефосфорации. Таким образом, установление шлакового режима кислородно-конверторного процесса означает выяснение возможности ведения плавки в одношлаковом или двухшлаковом варианте. При этом в качестве главного процесса, определяющего шлаковый режим плавки, следует брать дефосфорацию металла, поскольку проведение этого процесса в ковше крайне неудобно.

Если то количество известково-железистого шлака, которое используется для дефосфорации, недостаточно для десульфурации, то дополнительную десульфурацию необходимо осуществить в ковше, используя высокоосновные восстановительные шлаки, обладающие хорошей серопоглоотительной способностью, например жидкие известково-глиноземистые шлаки.

Процесс в двухванных печах

Двухванные печи, которые, по существу являясь стационарными конверторами, в смысле регулирования шлакового режима плавки представляют самые неудобные агрегаты. Поэтому для обеспечения их высокопроизводительной работы, как правило, осуществляют одношлаковый вариант процесса. Для этого, с одной стороны, подбирают более качественное сырье, с другой, стремятся выплавлять сталь с относительно высоким содержанием фосфора и серы.

Мартеновский процесс

В мартеновском процессе, как и в кислородных, неизбежно обновление шлака по ходу плавки ввиду необходимости дефосфорации и десульфурации металла. Кроме того, в мартеновских печах часто возникает необходимость удаления шлака из агрегата по ходу плавки для улучшения теплопередачи от факела к металлу. Поэтому при расчете мартеновского процесса возникает необходимость определения как неизбежно образующегося количества шлака, так и допустимого количества его в печи.

Допустимое количество шлака в мартеновской печи $g_{\text{шл}}^{\text{доп}}$ (кг) можно определять по формуле

$$g_{\text{шл}}^{\text{доп}} = \rho_{\text{шл}} h 10^{-2} / \eta, \quad (18)$$

где h — допустимая толщина спокойного (невспененного) шлака, мм; η — удельная нагрузка на подину печи, т/м^2 ; $\rho_{\text{шл}}$ — плотность шлака, т/м^3 . В расчетах можно принять $\rho_{\text{шл}} = 3,5 \text{ т/м}^3$; $h = 50-70 \text{ мм}$.

Как видно из формулы (18), допустимое количество шлака в основном зависит от удельной нагрузки на подину, которая изменяется от 1 т/м^2 для 10-т печей до $5-5,5 \text{ т/м}^2$ для печей емкостью 500 т и выше (табл. 2).

Ранее указывалось, что в мартеновском процессе в период плавления образуется в среднем 10% шлака. Такое количество шлака в печи, имеющей $\eta = 2 \text{ т/м}^2$, может образовать слой не более 60 мм, т. е. в этом случае спуск шлака с целью улучшения теплопередачи необязателен. В печи, имеющей $\eta = 5 \text{ т/м}^2$, при $h = 60 \text{ мм}$ допустимое количество шлака 4,2%. Следовательно, в последнем случае по ходу плавления обязателен спуск более половины образующегося шлака.

Непрерывный процесс

Непрерывный сталеплавильный процесс в смысле возможности регулирования шлакового режима имеет ряд преимуществ.

Т а б л и ц а 2

Зависимость площади пода S и удельной нагрузки на под η от емкости печи G

G , т	S , м ²	η , т/м ²	G , т	S , м ²	η , т/м ²
5	7,5	0,67	200	70	2,86
10	11	0,91	250	77	3,25
20	16,5	1,21	380	86	4,42
35	23	1,52	500	110	4,54
50	29	1,72	600	125	4,80
85	42	2,02	800	150	5,33
130	52	2,50	900—1000	160—170	5,6—6,0

Во-первых, он может быть разделен на части в пространстве, т.е. САНД можно сделать многокамерным (многореакторным), создавая в каждой камере благоприятные условия для протекания наиболее важных физико-химических процессов. Например, при необходимости можно создать в одной камере благоприятные условия для дефосфорации, наводя нужное количество известково-железистых шлаков, а в другой — проводить глубокую десульфурацию с помощью восстановительных известково-глиноземистых шлаков.

Во-вторых, в непрерывных процессах возможно создание противоточного режима взаимодействия металла и шлака, при котором рафинирующая способность шлака используется максимально.

При полном (идеальном) противоточном режиме рафинирования металла шлаком для каждого конкретного случая существует *предельный расход шлака*, по достижении которого остаточное содержание удаляемой примеси в конечном металле $[E]_k$ не зависит от начального содержания ее в исходном металле (чугуне), а определяется расходом (выходом) шлака ($g_{шл}$) и начальным содержанием в нем примеси $(E)_н$:

$$[E]_k = 10^{-2} g_{шл} (E)_н. \quad (19)$$

Если фактический расход шлака существенно превышает предельный расход, то

$$[E]_к = 100 \Sigma \dot{E}_{ш,м} / (L_E g_{шл}), \quad (20)$$

где $\Sigma \dot{E}_{ш,м}$ — количество примеси, вносимое в ванну шлакообразующими материалами (известью, твердыми окислителями и др.), кг; L_E — коэффициент распределения примеси между шлаком и металлом, выраженный отношением $(E)/[E]$.

Предельный расход шлака $g_{шл}^{пред}$ может быть определен по формуле

$$L_E g_{шл}^{пред} = 100. \quad (21)$$

Коэффициенты распределения фосфора между известково-железистым (окислительным) шлаком и коэффициент распределения серы между известково-глиноземистым (восстановительным) шлаком обычно достигают 30—50 и более. Следовательно, предельный расход шлака при дефосфорации и десульфурации металла указанными шлаками в противоточных реакторах составляет всего 2—3%. В начальном (исходном) шлаке можно обеспечить низкое содержание (сотые доли процента) удаляемой из металла примеси. Поэтому при противоточном рафинировании в конечном металле остаточное содержание фосфора и серы может составлять всего несколько тысячных долей процента. Такое же низкое остаточное содержание будет наблюдаться у всех других примесей, имеющих высокие коэффициенты распределения между шлаком и металлом, например марганца, ванадия и др.

Если в противоточных реакторах расход (выход) шлака менее предельного расхода, то остаточное содержание примеси в конечном металле зависит от ее начального содержания в металле $[E]_н$ и может быть определено по формуле

$$[E]_к = \frac{100 - L_E g_{шл}}{100} [E]_н. \quad (22)$$

Последний случай обычно встречается при десульфурации металла окислительным шлаком. Это объясняется низким коэффициентом распределения серы между окислительным шлаком и металлом, составляющим

обычно 4—6 единиц. Поэтому предельный расход шлака составляет 20—25%, количество же окислительного шлака обычно бывает 10—15%, т.е. значительно меньше предельного.

Использование преимуществ противоточного рафинирования возможно в том случае, когда обеспечено получение требуемого количества активного шлака.

В принципе возможно получение такого шлака в отдельном агрегате. Тогда процесс плавки в первом реакторе сводится к обеспечению противоточного взаимодействия двух жидких фаз — металла (чугуна, полупродукта) и готового шлака. Однако в этом случае организация производства осложняется, поскольку необходимо иметь специальные агрегаты для приготовления шлака. Кроме того, при таком варианте неизбежно некоторое увеличение энергетических затрат ввиду неизбежных дополнительных потерь тепла в шлакоплавильной печи и при передаче шлака из нее в САНД. Поэтому предпочтительным является вариант, когда шлак формируется в самом противоточном реакторе за счет вводимых в реактор твердых шлакообразующих материалов и продуктов реакций окисления компонентов металлической фазы.

Однако следует иметь в виду, что формирование шлака из твердых материалов требует затрат тепла, которые могут оказаться значительными, если требуется наводка большого количества шлака.

Большой расход шлака обычно требуется для дефосфорации металла. Поэтому при расчете шлакообразующей смеси для дефосфорации металла в противоточном реакторе необходимо исходить не только из баланса основных компонентов шлака, но и из теплового баланса.

Как показывают расчеты, если дефосфорации подвергается чугун без добавки лома, то тепловой баланс процесса вполне обеспечивает формирование требуемого количества шлака за счет твердых материалов, которыми в этом случае являются известь и твердые окислители (окалина, агломерат, окатыши). При необходимости в шлакообразующую смесь может входить боксит и другие разжижители шлака (дополнительные флюсы).

В случае дефосфорации высокофосфористого полупродукта с низким содержанием углерода и других примесей, который может быть получен при высокотемпературном бескоксовом (недоменном) восстановлении высо-

кофосфористых железных руд, из-за напряженности теплового баланса может возникнуть необходимость в дополнительном тепле. Это тепло может быть сообщено ванне или извне, например путем отопления реактора, или получено в результате окисления железа полупродукта газообразным кислородом, как это обычно делают при плавке стали в кислородных конверторах и двухванновых печах.

При выборе шлакового режима непрерывного процесса следует иметь в виду, что надежный полный противоток металла и шлака может быть обеспечен только в реакторе, созданном на основе электромагнитного желоба. А это существенно осложняет конструкцию САНД. Поэтому без крайней необходимости не следует предусматривать противоточный режим рафинирования металла шлаком.

Как показывают исследования, противоточный режим может оказаться наиболее выгодным при дефосфорации высокофосфористого и деванадация ванадиевого чугунов. В этих случаях можно получить, во-первых, высокое содержание P_2O_5 и V_2O_5 в шлаках; во-вторых, низкое остаточное содержание фосфора и ванадия в полупродуктах.

5. Определение расхода извести (известняка)

Основным способом обеспечения заданной основности шлака и требуемого его количества является присадка в ванну извести или известняка в количествах, отвечающих данным конкретным условиям.

Расход извести (известняка) на всю плавку при одношлаковом процессе в любом агрегате можно рассчитать по формуле

$$g_{\text{изв}} = \frac{100}{(CaO)_{\text{изв}} - (SiO_2)_{\text{изв}} B} [B(2,14\Delta[Si] + 2,29\Delta[P] + g_{SiO_2}^{\text{др}}) - g_{CaO}^{\text{др}}], \quad (23)$$

где $g_{\text{изв}}$ — расход извести (известняка), кг (%); $(CaO)_{\text{изв}}$ и $(SiO_2)_{\text{изв}}$ — содержание указанных оксидов в извести (известняке), %; $\Delta[Si]$ и $\Delta[P]$ — количества окислившихся кремния и фосфора, кг (%); $g_{CaO}^{\text{др}}$ и $g_{SiO_2}^{\text{др}}$ — количества CaO и $SiO_2 + P_2O_5$, вносимые другими материалами, кроме извести (известняка), кг (%).

Расход известняка (извести) в завалку мартеновской плавки при работе со спуском шлака в период плавления (с получением двух различных по основности шлаков) следует вычислять по формуле

$$g_{\text{изв}} = \frac{100}{(\text{CaO})_{\text{изв}} - (\text{SiO}_2)_{\text{изв}} B_{\text{сп}}} [B_{\text{сп}} (2,14\Delta [\text{Si}] + 2,29\Delta [\text{P}] + g_{\text{SiO}_2}^{\text{др}}) - g_{\text{CaO}}^{\text{др}} + 10^{-2} g_{\text{шл}}^{\text{ост}} \times (\text{SiO}_2 + \text{P}_2\text{O}_5)_{\text{ост}} (B_{\text{ост}} - B_{\text{сп}})], \quad (24)$$

где $B_{\text{сп}}$ и $B_{\text{ост}}$ — основность спускаемого и остаточного шлаков; $g_{\text{шл}}^{\text{ост}}$ — количество шлака, остающееся в печи к моменту расплавления, кг (%); $(\text{SiO}_2 + \text{P}_2\text{O}_5)_{\text{ост}}$ — содержание указанных оксидов в остаточном шлаке, %.

Расход извести, присаживаемой в ванну для получения определенного количества дополнительного шлака с заданным содержанием CaO в нем, можно рассчитать по формуле

$$g_{\text{изв}} = \frac{1}{(\text{CaO})_{\text{изв}}} \{ g_{\text{шл}}^{\text{доп}} (\text{CaO})_{\text{к}} + g_{\text{шл}}^{\text{ост}} [(\text{CaO})_{\text{к}} - (\text{CaO})_{\text{ост}}] - 10^2 g_{\text{CaO}}^{\text{др}} \}, \quad (25)$$

где $g_{\text{шл}}^{\text{доп}}$ — количество дополнительного шлака, которое необходимо наводить, чтобы обеспечить требуемую степень дефосфорации (десульфурации) металла, кг (%); $g_{\text{шл}}^{\text{ост}}$ — количество шлака, которое осталось в агрегате от предыдущего периода плавки, кг (%); $(\text{CaO})_{\text{ост}}$ и $(\text{CaO})_{\text{к}}$ — содержания CaO в остаточном и конечном шлаках, %; $g_{\text{CaO}}^{\text{др}}$ — количество CaO , поступающей в шлак из других материалов, кроме извести и остаточного шлака, кг (%).

Кроме извести и известняка, которые являются основными флюсами, еще применяют дополнительные флюсы — плавиковый шпат, боксит и др. Их расход обычно бывает незначительным: плавикового шпата 0,2—0,4%, боксита 0,5—1%. Расход же извести обычно составляет 5—10%.

Расчеты, связанные с обеспечением оптимального шлакового режима процесса дефосфорации высокофосфористых чугунов в противоточных реакторах непрерывного действия, несколько сложнее (см. гл. VII).

Глава III

ОБЕСПЕЧЕНИЕ ЗАДАННОГО СОДЕРЖАНИЯ УГЛЕРОДА И ДРУГИХ ПОЛЕЗНЫХ ПРИМЕСЕЙ В СТАЛИ

1. Общие положения

Как отмечалось выше (см. гл. I), обеспечение заданного содержания углерода и других полезных примесей в готовой стали является наиболее ответственной задачей плавки. При решении этой задачи используют как общие принципы, справедливые для всех процессов, так и принципы, характерные для того или иного конкретного процесса.

Практически при плавке стали в любом агрегате требуемое содержание других полезных примесей, кроме углерода, обеспечивают одинаково — введением в металл после окислительного рафинирования, чаще всего в ковш, различных раскисляющих и легирующих добавок. Исключение составляют случаи легирования стали леокисляющимися примесями, которые могут быть введены в металл в любое время плавки — в завалку, во время окислительного рафинирования.

В ряде случаев для достижения требуемого содержания углерода в готовой стали также присаживают в ковш порошкообразные углеродистые материалы — графит, кокс и др. Однако эта мера может быть использована только для корректировки содержания углерода в готовой стали.

Основные меры по обеспечению заданного содержания углерода в готовой стали должны быть приняты при шихтовке плавки и особенно по ходу окислительного рафинирования, поскольку углерод в течение всего этого периода непрерывно окисляется.

Общий принцип обеспечения заданного содержания углерода в готовой стали, справедливый для всех сталеплавильных процессов, сводится к следующему: удаление углерода в период окислительного рафинирования ведут так, чтобы к окончанию этого периода содержание его в металле отвечало содержанию в готовой стали или отличалось от конечного содержания на величину возможного изменения во время выпуска и раскисления-легирования.

Содержание углерода в металле во время выпуска обычно несколько уменьшается ввиду продолжающегося его окисления как в агрегате, так и в струе, и ковше. Введение в металл раскисляющих-легирующих добавок, наоборот, вызывает некоторое повышение содержания углерода, поскольку многие ферросплавы обычно содержат углерод в значительных количествах. В целом за время выпуска и раскисления-легирования содержание углерода обычно увеличивается при выплавке кипящих сталей на 0,01—0,02%; при выплавке спокойной углеродистой и низколегированной сталей на 0,02—0,04%; при выплавке высоколегированной стали, когда в больших количествах используют высокоуглеродистые материалы (ферромарганец, феррохром), — до 0,10% и более. Все эти изменения всегда хорошо известны из практических данных и их легко определить с помощью элементарных расчетов.

Поэтому основная задача сводится к обеспечению требуемого содержания углерода в металле к моменту окончания окислительного рафинирования. Она решается по-разному в зависимости от разновидностей процесса. В этом отношении все сталеплавильные процессы следует делить на две основные группы:

1) кислородные процессы, отличающиеся тем, что, во-первых, окислительное рафинирование осуществляется в основном за счет кислорода дутья; во-вторых, дутье подается в ванну в течение всего периода окислительного рафинирования. Поэтому в них основным фактором, изменением которого регулируется остаточное содержание углерода в металле, является расход дутья;

2) мартеновские процессы, для которых характерно непрерывное поступление в ванну кислорода из газовой фазы (атмосферы печи), вызывающее неизбежное окисление части углерода металла. Причем в завершающий период плавки (чистое кипение) углерод практически окисляется только за счет кислорода газовой фазы.

В мартеновском процессе главной задачей, от правильного решения которой зависит достижение заданного содержания углерода в готовой стали, является обеспечение оптимального для данного конкретного случая содержания углерода в металле в момент расплавления (по расплавлению) ванны.

Оптимальное содержание углерода в металле по расплавлении в зависимости от разновидности мартеновского процесса обеспечивается изменением: расхода руды (ее заменителей) в завалку при скрап-рудном процессе, расхода чугуна в завалку при скрап-процессе, расхода углеродистых материалов в завалку при скрап-угольном процессе, расхода дутья при скрап-кислородном процессе.

Во всех вариантах мартеновского процесса после получения заданного содержания углерода по расплавлении дальнейшее регулирование содержания углерода в период доводки осуществляется изменением расхода твердых окислителей при обычном варианте процесса и кислородного дутья при скрап-кислородном процессе.

Таким образом, расчеты, связанные с обеспечением заданного содержания углерода в готовой стали, в зависимости от типа процесса сводятся к определению расхода дутья, твердых окислителей, чугуна и науглероживателей.

2. Кислородные процессы

К кислородным процессам относятся процессы в кислородных конверторах, двухваннных печах и реакторах (камерах) САНД, предназначенных для окислительного рафинирования металла.

Для повышения точности управления плавкой в смысле обеспечения заданного содержания углерода в металле в конце окислительного рафинирования кислородные процессы обычно проводят в два периода (этапа):

1) основное окислительное рафинирование, расчеты которого выполняют по исходным и желаемым конечным значениям параметров плавки, т. е. по статической математической модели;

2) завершение окислительного рафинирования, корректируя процесс по информации, полученной по ходу плавки.

Выделение второго периода плавки не всегда обязательно. Например, если осуществляется передел обычных чугунов в рядовые стали с относительно высоким содержанием (не менее 0,10—0,15%)

углерода и плавки ведут на стабильных по качеству шихтовых материалах, то процесс может состоять только из одного периода.

Однако при переделе высокофосфористых чугунов, выплавке особо низкоуглеродистой стали и в некоторых других случаях необходимо выделение второго периода.

Второй период может появляться и в тех случаях, когда в конце однопериодного процесса обнаруживается избыток углерода, т. е. когда появляется необходимость в додувке.

Определение расхода дутья на основное рафинирование

Расход кислородного дутья на основное рафинирование металла можно находить по одной из следующих формул:

$$g_d = \frac{100}{U_{O_2} O_2^d} [(g_{O_2}^{[C]} + g_{O_2}^{[E]} + g_{O_2}^{(\Sigma FeO)}) - (g_{O_2}^{изв} + g_{O_2}^{др})]; \quad (26)$$

$$V_d = 7g_d = \frac{700}{U_{O_2} O_2^d} [(g_{O_2}^{[C]} + g_{O_2}^{[E]} + g_{O_2}^{(\Sigma FeO)}) - (g_{O_2}^{изв} + g_{O_2}^{др})], \quad (27)$$

где g_d и V_d — расход дутья, выраженный соответственно в кг/100 кг металла (%) и в м³/т металла; U_{O_2} — коэффициент усвоения кислорода дутья ванны (для двухванных печей 0,8—0,9, для кислородных конверторов 0,9—1,0); O_2^d — содержание кислорода в дутье, % (нормально 99,5% и выше); $g_{O_2}^{[C]}$ — количество кислорода, необходимое для окисления избытка углерода, кг (%); $g_{O_2}^{[E]}$ — то же, для окисления других примесей, кг (%); $g_{O_2}^{(\Sigma FeO)}$ — то же, для образования оксидов железа шлака, кг (%); $g_{O_2}^{изв}$ — кислород CO₂ извести (известняка), участвующий в окислительных процессах, кг (%); $g_{O_2}^{др}$ — кислород из других источников (твердого окислителя, боксита, ржавчины лома, и т. п.), кг (%); 7 — переводной коэффициент.

В свою очередь

$$g_{O_2}^{[C]} = \alpha_c \Delta [C]; \quad (28)$$

$$g_{O_2}^{[E]} = 1,14\Delta [Si] + 0,29\Delta [Mn] + 1,29\Delta [P] + \dots; \quad (29)$$

$$g_{O_2}^{(\Sigma FeO)} = 10^{-4} g_{шл} O_{(\Sigma FeO)} = 10^{-4} g_{шл} \times [30 (Fe_2O_3) + 22,2 (FeO)]; \quad (30)$$

$$g_{O_2}^{изв} = 36,4 \cdot 10^{-4} g_{изв} r (CO_2)_{изв}; \quad (31)$$

$$g_{O_2}^{др} = 10^{-2} (30g_{Fe_2O_3}^{др} + 22,2g_{FeO}^{др}). \quad (32)$$

В последних формулах: $\Delta[C]$, $\Delta[Si]$, $\Delta[Mn]$, $\Delta[P]$ — количество окисляющихся примесей, кг (%); α_c , 1,14; 0,29; 1,29 — удельные расходы кислорода или стехиометрические коэффициенты, показывающие, сколько килограммов кислорода тратится на окисление 1 кг соответствующего элемента; $g_{шл}$ — количество шлака, кг (%); (ΣFeO) — содержание оксидов железа в шлаке, %; $O_{(\Sigma FeO)}$ — среднее содержание кислорода в оксидах железа шлака, % (можно принимать $O_{(\Sigma FeO)} = 25\%$ для кислородных процессов и $O_{(\Sigma FeO)} = 24\%$ для мартеновского процесса); $g_{изв}$ — расход извести (известняка), кг (%); $(CO_2)_{изв}$ — содержание CO_2 в извести (известняке), %; r — доля CO_2 извести (известняка), участвующая в окислительных процессах (можно принимать $r = 0,9$); $g_{Fe_2O_3}^{др}$ и $g_{FeO}^{др}$ — количества Fe_2O_3 и FeO , поступающих из всех источников, кг (%); 30 и 22,2 — содержание кислорода в Fe_2O_3 и FeO .

Удельный расход кислорода на окисление углерода α_c в общем случае является переменной величиной, зависящей от того, какая доля углерода окисляется до CO_2 :

$$\alpha_c = 1,33 + 1,34 \cdot 10^{-2} (CO_2), \quad (33)$$

где (CO_2) — среднее содержание CO_2 в продуктах реакции окисления углерода, %. Обычно $(CO_2) = 5 \div 15\%$. Следовательно, $\alpha_c = 1,40 \div 1,53$ кг/кг.

В расчетах следует принимать: $\alpha_c = 1,46$ кг/кг для кислородных процессов; $\alpha_c = 1,5$ кг/кг для периода плавления мартеновского процесса; $\alpha_c = 1,4$ кг/кг для периода доводки мартеновского процесса.

При строгих расчетах следует учитывать зависимость α_c от содержания углерода, связанную с повышением содержания CO_2 в продуктах реакции в области низких концентраций его. Эта зависимость может быть описана полуэмпирическим уравнением

$$\alpha_c = 1,424 + (0,002/[C]). \quad (34)$$

В кислородных процессах обычно окисляется до 3% углерода ($\Delta[C] \approx 3\%$), поэтому $g_{O_2}^{[C]} \approx 4,5$ кг (%), или

30 м³/т. Обычно технологически необходимый расход кислорода на проведение окислительного рафинирования составляет 45—50 м³/т, что равно фактическому расходу в кислородных конверторах. Следовательно, в кислородных конверторах до 60—65% кислорода дутья расходуется на окисление углерода.

Расход кислорода на окисление других примесей металла $g_{O_2}^{[E]}$ определять несложно, поскольку удельные расходы кислорода постоянны и известны, а возможные изменения их концентраций в металле для каждого конкретного случая ведения плавки известны или легко определимы.

Расход кислорода на образование оксидов железа шлака $g_{O_2}^{(\Sigma FeO)}$ может изменяться в широких пределах ввиду возможного значительного изменения как количества образующегося шлака, так и содержания в нем оксидов железа. Однако то и другое может быть определено расчетом с помощью формул, приведенных в гл. II.

Также несложно определение участия в окислительных процессах кислорода CO_2 извести $g_{O_2}^{H_2O}$ и оксидов железа, поступающих в ванну из других источников $g_{O_2}^{dp}$.

Таким образом, определение расчетом расхода дутья на основное окислительное рафинирование вполне возможно. Это определение тем точнее, чем полнее и точнее информация об исходных материалах плавки, в первую очередь о химическом составе и количестве чугуна, характере и количестве лома.

Определение расхода дутья на дополнительное рафинирование

В период дополнительного рафинирования обычно расходуется относительно небольшое количество дутья, и оно может быть определено по формуле

$$g_d^{д.д} = \frac{100}{U_{O_2} O_2^д} [(g_{O_2}^{[C]} + g_{O_2}^{A(\Sigma FeO)}) - g_{O_2}^{т.о}] \quad (35)$$

$$\text{или } V_d^{д.д} = \frac{700}{U_{O_2} O_2^д} [(g_{O_2}^{[C]} + g_{O_2}^{A(\Sigma FeO)}) - g_{O_2}^{т.о}], \quad (36)$$

где $g_d^{д.д}$ и $V_d^{д.д}$ — расход дутья соответственно в кг (%) и м³/т; $g_{O_2}^{[C]}$ — расход кислорода на окисление углерода,

кг (%); $g_{O_2}^{\Delta(\Sigma FeO)}$ — то же, на окисление железа в связи с неизбежным повышением содержания его оксидов в шлаке, кг (%); $g_{O_2}^{T.O.}$ — количество кислорода, вносимое в ванну твердым окислителем, кг (%).

Величину $g_{O_2}^{T.O.}$ следует находить по уравнению

$$g_{O_2}^{T.O.} = 10^{-4} g_{T.O.} [30 (Fe_2O_3)_{T.O.} + 22,2 (FeO)_{T.O.}], \quad (37)$$

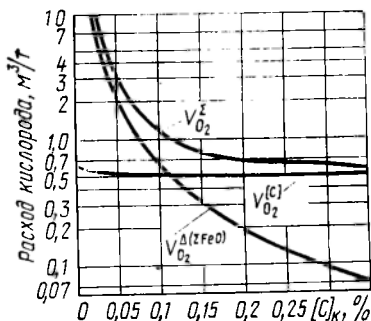
где $g_{T.O.}$ — расход твердого окислителя, кг (%); $(Fe_2O_3)_{T.O.}$ и $(FeO)_{T.O.}$ — содержание оксидов железа в твердом окислителе, %.

Расход твердого окислителя во второй период плавки зависит от теплового баланса этого периода, главным образом от требуемого нагрева ванны (см. гл. V).

Рис. 1. Влияние конечного содержания углерода в металле $[C]_K$ при окислении 0,05% $[C]$ на удельный расход кислорода:

$V_{O_2}^{[C]}$ — на окисление углерода;

$V_{O_2}^{\Sigma FeO}$ — на повышение содержания оксидов железа в шлаке (при $g_{шл}^H = 10\%$); $V_{O_2}^{\Sigma}$ — общий расход



Следует иметь в виду, что второй период плавки может быть проведен и без расхода твердого окислителя ($g_{T.O.} = 0$, т. е. $g_{O_2}^{T.O.} = 0$). Тогда зависимость (35) упрощается:

$$g_d^{\Delta} = \frac{100}{U_{O_2} O_2^{\Delta}} (g_{O_2}^{[C]} + g_{O_2}^{\Delta(\Sigma FeO)}). \quad (38)$$

Расход кислорода на окисление углерода, как и при расчете расхода дутья на основное рафинирование, может быть определен по формуле (28). Подставив значения α_c из уравнения (34) в формулу (28) и заменив $\Delta[C] = [C]_H - [C]_K$, получим

$$g_{O_2}^{[C]} = \left(1,424 + \frac{0,002}{[C]_K} \right) ([C]_H - [C]_K), \quad (39)$$

или

$$V_{O_2}^{[C]} = 7g_{O_2}^{[C]} = \left(10 + \frac{0,014}{[C]_K}\right) ([C]_H - [C]_K). \quad (40)$$

Последняя зависимость для $[C]_H - [C]_K = 0,05\%$ графически представлена на рис. 1, откуда видно, что расход кислорода на окисление углерода даже в области низких остаточных содержаний его изменяется незначительно и в среднем составляет $0,5 \text{ м}^3/\text{т}$ на окисление $0,05\%$ углерода или $10 \text{ м}^3/\text{т}$ на окисление 1% углерода.

В формулах (35) и (36) наиболее изменчивой величиной является расход кислорода на увеличение содержания оксидов железа в шлаке $g_{O_2}^{\Delta(\Sigma FeO)}$, поскольку может изменяться в широких пределах как количество шлака, так и содержание в нем оксидов железа, особенно в об-

ласти низких остаточных концентраций углерода в металле.

В основу определения $g_{O_2}^{\Delta(\Sigma FeO)}$ может быть положена формула

$$g_{O_2}^{\Delta(\Sigma FeO)} = \alpha_{(\Sigma FeO)} g_{шл}^H \frac{(\Sigma FeO)_K - (\Sigma FeO)_H}{100 - (\Sigma FeO)_K} \quad (41)$$

или

$$V_{O_2}^{\Delta(\Sigma FeO)} = 7\alpha_{(\Sigma FeO)} g_{шл}^H \frac{(\Sigma FeO)_K - (\Sigma FeO)_H}{100 - (\Sigma FeO)_K}, \quad (42)$$

где $\alpha_{(\Sigma FeO)}$ — удельный расход кислорода на образование оксидов железа шлака, кг/кг (для кислородных процессов $0,25 \text{ кг/кг}$, для мартеновского процесса $0,24 \text{ кг/кг}$); $g_{шл}^H$ — количество шлака в агрегате в начале второго периода плавки, кг (%); $(\Sigma FeO)_H$ и $(\Sigma FeO)_K$ — начальное и конечное содержания оксидов железа в шлаке, %.

Количество шлака в начале второго периода может быть большим (до 15% и более), если додувка проводится без спуска шлака. Если перед началом второго периода шлак спускается по возможности полнее, величина $g_{шл}^H$ может составить примерно 5% .

Как указывалось выше (см. гл. II), содержание оксидов железа в шлаке в основном зависит от концентрации углерода в металле и приближенно для второго периода кислородных процессов может быть описано уравнением (6). Подставив в формулы (41) и (42) значение

(ΣFeO) из зависимости (6) и приняв $\alpha_{(\Sigma\text{FeO})}=0,25$ кг/кг, получим

$$g_{\text{O}_2}^{\Delta(\Sigma\text{FeO})} = 0,225 g_{\text{шл}}^{\text{H}} \frac{[\text{C}]_{\text{H}} - [\text{C}]_{\text{K}}}{[\text{C}]_{\text{H}} (88 [\text{C}]_{\text{K}} - 0,9)}, \quad (43)$$

или

$$V_{\text{O}_2}^{\Delta(\Sigma\text{FeO})} = 7 g_{\text{O}_2}^{\Delta(\Sigma\text{FeO})} = 1,575 g_{\text{шл}}^{\text{H}} \frac{[\text{C}]_{\text{H}} - [\text{C}]_{\text{K}}}{[\text{C}]_{\text{H}} (88 [\text{C}]_{\text{K}} - 0,9)}. \quad (44)$$

Последняя зависимость для $[\text{C}]_{\text{H}} - [\text{C}]_{\text{K}} = 0,05\%$ и $g_{\text{шл}}^{\text{H}} = 10\%$ графически представлена на рис. 1, где также показан общий расход кислорода на проведение второго периода:

$$V_{\text{O}_2}^{\Sigma} = V_{\text{O}_2}^{[\text{C}]} + V_{\text{O}_2}^{\Delta(\Sigma\text{FeO})}. \quad (45)$$

Расход кислорода на повышение содержания оксидов железа в шлаке во второй период плавки весьма существенно зависит от конечного содержания углерода в металле (см. рис. 1). Так, при $[\text{C}]_{\text{K}} > 0,30\%$ величина $V_{\text{O}_2}^{\Delta(\Sigma\text{FeO})}$ почти на порядок ниже $V_{\text{O}_2}^{[\text{C}]}$, в области $[\text{C}]_{\text{K}} = 0,10 - 0,13\%$ они примерно равны, а при $[\text{C}]_{\text{K}} < 0,04\%$ $V_{\text{O}_2}^{\Delta(\Sigma\text{FeO})}$ на порядок больше, чем $V_{\text{O}_2}^{[\text{C}]}$. Поэтому общий расход кислорода $V_{\text{O}_2}^{\Sigma}$ в области $[\text{C}]_{\text{K}} > 0,20\%$ практически постоянен и незначительно превышает $V_{\text{O}_2}^{[\text{C}]}$, а в области $[\text{C}]_{\text{K}} < 0,10\%$ различие резко возрастает.

Следует особо подчеркнуть, что в области $[\text{C}] < 0,10\%$ возможно также резкое увеличение угара железа, который может быть рассчитан по формуле

$$g_{\Delta\text{Fe}} = 0,675 g_{\text{шл}}^{\text{H}} \frac{[\text{C}]_{\text{H}} - [\text{C}]_{\text{K}}}{[\text{C}]_{\text{H}} (88 [\text{C}]_{\text{K}} - 0,9)}. \quad (46)$$

Последняя зависимость для случая $g_{\text{шл}}^{\text{H}} = 15\%$ изображена на графике рис. 2 сплошными линиями. Из него видно, что при $[\text{C}]_{\text{K}} > 0,20\%$ угар железа не превышает $0,5\%$, при $[\text{C}]_{\text{K}} < 0,05\%$ эти потери могут достигать нескольких процентов, а при $[\text{C}]_{\text{K}} \approx 0,02\%$ могут достигать катастрофических размеров (до 10% и выше).

Поэтому при выплавке особо низкоуглеродистой стали обязательным является возможно полный спуск шлака перед началом второго периода плавки.

На рис. 2 штриховой линией показано изменение угара железа при $g_{\text{шл}}^{\text{H}} = 5\%$ и $[\text{C}]_{\text{H}} = 0,15\%$. Она показыва-

ет, как существенно можно уменьшить угар железа уменьшением количества шлака. Однако при $[C]_к = 0,02-0,03\%$ угар железа составляет несколько процентов даже в случае спуска шлака до $g_{шл}^н = 5\%$.

Заменив в формуле (45) значения $V_{O_2}^{[C]}$ и $V_{O_2}^{\Delta(\Sigma FeO)}$ получим уравнение для определения общего удельного

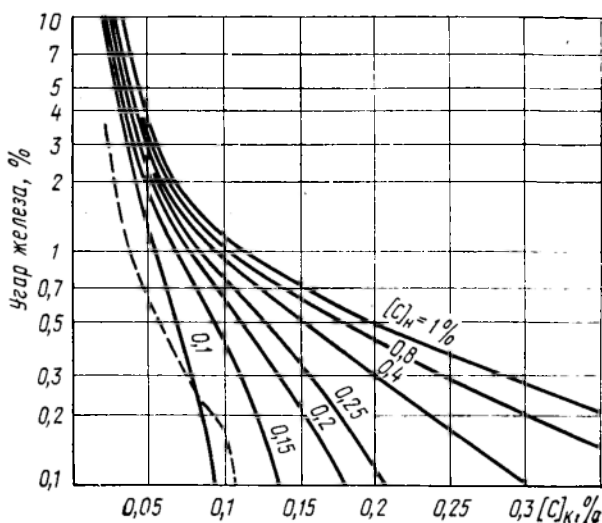


Рис. 2. Возможный угар железа во второй период плавки в зависимости от начального и конечного содержаний углерода в металле ($g_{шл}^н = 15\%$)

расхода кислорода на окислительные процессы во второй период плавки:

$$V_{O_2}^{\Sigma} = 10,22 ([C]_н - [C]_к) + 1,575 g_{шл}^н \times \frac{[C]_н - [C]_н}{[C]_н (88 [C]_к - 0,9)} \quad (47)$$

Последнее уравнение графически представлено на рис. 3 для количеств шлака 5 и 15%, откуда видно, что увеличение количества шлака существенно влияет на расход кислорода лишь в области $[C]_к < 0,1\%$. Так, при окислении 0,05% от $[C]_н = 0,40\%$ до $[C]_к = 0,35\%$ расход кислорода при количествах шлака 5 и 15% примерно одинаков и составляет 0,6 м³/т. Если такое же сни-

жение содержания углерода будет от $[C]_{\text{н}}=0,08\%$ до $[C]_{\text{к}}=0,03\%$, то расход кислорода при $g_{\text{шл}}^{\text{н}}=5\%$ составит около $3,3 \text{ м}^3/\text{т}$, а при $g_{\text{шл}}^{\text{н}}=15\%$ достигает $9 \text{ м}^3/\text{т}$.

Сравнивая расходы дутья в первом и втором случаях, также видим, как велико влияние конечного содержания углерода. В обоих случаях удалено одно и то же количество углерода ($\Delta[C]=[C]_{\text{н}}-[C]_{\text{к}}=0,05\%$), а расход дутья даже при $g_{\text{шл}}^{\text{н}}=5\%$ в случае получения $[C]_{\text{к}}=0,03\%$ примерно в 6,5 раза больше, чем в случае $[C]_{\text{к}}=0,35\%$.

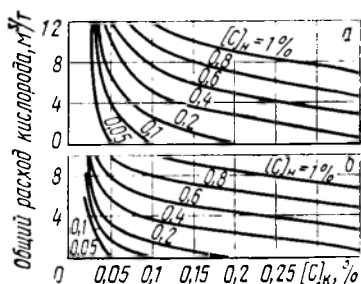


Рис. 3. Общий удельный расход кислорода на окислительные процессы во второй период плавки в зависимости от начального и конечного содержания углерода:

а — количество шлака 15%; б — то же, 5%

3. Мартеновский процесс

Основные особенности процесса

По тепловому балансу в мартеновской печи в принципе возможна выплавка стали при любом соотношении чугуна и лома (содержании углерода) в шихте — от 100% лома до 100% чугуна. Однако по балансу кислорода существует предел содержания углерода (чугуна) в шихте, ниже которого сохранение заданного содержания углерода в металле к концу плавки исключается. Это связано с непрерывным поступлением в ванну кислорода из газовой фазы (атмосферы) печи и неизбежным окислением углерода в течение всей плавки за счет этого кислорода. В завершающий период плавки, который называется чистым кипением, углерод практически окисляется только за счет кислорода газовой фазы.

Поэтому для нормального проведения мартеновской плавки и получения заданного содержания углерода в металле перед выпуском необходим определенный запас (избыток) углерода в шихте. Этот избыток обычно составляет 1—2% и обеспечивается расходом в шихту 25—45% чугуна. При таком расходе чугуна достигается примерное равенство количеств кислорода, необходимого на окислительное рафинирование и поступающего из газовой фазы печи. Такой вариант мартеновской плавки называют *скрап-процессом*.

Если в шихту расходуют чугуна менее 20—25%, то тогда количество кислорода, поступающего из атмосферы печи, оказывается

больше его требуемого количества. Это приводит к излишнему окислению углерода и исключает получение требуемой концентрации углерода по ходу и в конце плавки. Чтобы избежать этого, в завалку дают углеродистые материалы, так называемые науглероживатели — графит (удобно в виде электродного боя), кокс и др. Такой вариант плавки называют *скрап-угольным* или *карбюраторным процессом*.

В практике нередки случаи, когда в мартеновскую шихту расходуют более 50—55% чугуна. Тогда то количество кислорода, которое может поступить из атмосферы в течение всей плавки, оказывается недостаточным для проведения окислительного рафинирования; из-за чего может оставаться избыток углерода. Чтобы исключить эту ненормальность, в завалку дают железную руду или ее заменители (агломерат, окатыши), этим внося в ванну недостающее количество кислорода. Такой вариант плавки называют *скрап-рудным процессом*.

Весь избыток углерода, возникающий при высоком расходе чугуна в шихту, можно окислить и за счет кислорода дутья. Тогда процесс называется *скрап-кислородным*.

Расчеты, связанные с обеспечением заданного содержания углерода в металле при скрап-кислородном мартеновском процессе, аналогичны расчетам при любом кислородном процессе и сводятся к определению расхода дутья.

На практике встречаются случаи, когда одновременно используют кислород дутья и кислород твердых окислителей. В этом случае предпочтительнее поступать так: установить постоянный минимально необходимый для данных условий расход твердого окислителя, а расход дутья определять по фактической потребности, регулируя его по информации, полученной по ходу плавки.

Все указанные основные регулирующие воздействия необходимо осуществлять еще в период плавления, добиваясь того содержания углерода в металле по расплавлению, которое необходимо для нормального проведения периода доводки.

Требуемое содержание углерода в металле по расплавлению

Оптимальное содержание углерода в металле по расплавлению можно определить из уравнения

$$[C]_{\text{распл}} = [C]_{\text{раск}} + \Delta [C]_{\text{р.к}} + \Delta [C]_{\text{ч.к}}, \quad (48)$$

где $[C]_{\text{распл}}$ и $[C]_{\text{раск}}$ — содержание углерода в металле соответственно по расплавлению и перед раскислением (в конце окислительного рафинирования), %; $\Delta [C]_{\text{р.к}}$ и $\Delta [C]_{\text{ч.к}}$ — необходимые избытки углерода для проведения периодов соответственно рудного и чистого кипения или количества углерода, неизбежно окисляющиеся в указанные периоды, %.

Количество углерода, неизбежно окисляющегося в период чистого кипения:

$$\Delta [C]_{\text{ч.к}} = 0,0715 \frac{\mu_{\text{ч.к}}}{\eta} \tau_{\text{ч.к}}, \quad (49)$$

где $\mu_{ч.к}$ — среднее за период чистого кипения удельное поступление кислорода в ванну из атмосферы печи, кг/(м²·ч); $\tau_{ч.к}$ — продолжительность чистого кипения, ч; η — удельная нагрузка на подину печи, т/м².

Обычно $\mu_{ч.к} = 4 \div 6$ кг/(м²·ч) при работе без интенсификации сжигания топлива кислородом и $\mu_{ч.к} = 10 \div 15$ (кг/(м²·ч) в случае интенсификации сжигания топлива кислородом; $\eta = 1 \div 5,5$ т/м² и зависит от емкости печи: $\tau_{ч.к} = 30 \div 45$ мин. Поэтому для малых печей, имеющих низкие η , $\Delta[C]_{ч.к} = 0,2 \div 0,3\%$, а для перегрузных печей $\Delta[C]_{ч.к} = 0,05 \div 0,10\%$.

В период рудного кипения углерод окисляется за счет кислорода как газовой фазы, так и твердого окислителя. К тому же продолжительность этого периода обычно составляет 1—2 ч. Поэтому $\Delta[C]_{р.к} = 0,1 \div 0,2\%$ для перегрузных печей и $\Delta[C]_{р.к} = 0,5 \div 1,0\%$ для малых печей.

В целом для нормального проведения периода доводки, т. е. рудного и чистого кипения, необходимо иметь запас (избыток) углерода 0,15—0,30% при плавке стали в перегрузных печах (400—900 т) и 0,7—1,0% — в малых печах (30—100 т).

Поскольку содержание углерода в металле перед раскислением обычно близко к содержанию его в готовой стали и чаще всего составляет 0,1—0,3%, то нормальное содержание углерода в металле по расплавлению 0,25—0,50% в перегрузных и 0,8—1,3% в малых печах.

Определение расхода твердого окислителя в завалку

Расход твердого окислителя (руды, агломерата, окатышей) в завалку может быть определен по формуле

$$g_{т.о} = \frac{100}{O_{т.о}} [(g_{O_2}^{[C]} + g_{O_2}^{[E]} + g_{O_2}^{(\Sigma FeO)}) - (g_{O_2}^{атм} + g_{O_2}^{изв} + g_{O_2}^{др})], \quad (50)$$

где $g_{O_2}^{атм}$ — количество кислорода, поступающего из атмосферы печи, кг (%); $O_{т.о}$ — содержание кислорода в оксидах железа твердого окислителя, %.

Величины $g_{O_2}^{[C]}$, $g_{O_2}^{[E]}$, $g_{O_2}^{(\Sigma FeO)}$, $g_{O_2}^{изв}$ и $g_{O_2}^{др}$ можно считать по ранее приведенным уравнениям (28) — (32).

Содержание кислорода в твердом окислителе

$$O_{T.o} = 0,428 Fe_{T.o}^{\Sigma} - 0,11 FeO_{T.o}, \quad (51)$$

где $Fe_{T.o}^{\Sigma}$ — общее содержание железа в твердом окислителе, %; $FeO_{T.o}$ — содержание в нем закиси железа, %. Эти данные о твердом окислителе всегда известны.

Обычно $Fe_{T.o}^{\Sigma} = 58-62\%$ и $FeO_{T.o} = 5-15\%$. Поэтому в среднем $O_{T.o} = 24-25\%$.

Количество кислорода, поступающего из атмосферы, можно определить по формуле

$$g_{O_2}^{атм} = 0,1 \frac{\mu_{пл} \tau_{пл}}{\eta}, \quad (52)$$

где $\mu_{пл}$ — среднее удельное поступление кислорода из газовой фазы печи в ванну за периоды заливки чугуна и плавления, $кг/(м^2 \cdot ч)$; $\tau_{пл}$ — продолжительность этих периодов, ч; η — удельная нагрузка на подину, $т/м^2$; 0,1 — переводной коэффициент.

Обычно величина $\mu_{пл}$ составляет, согласно практическим данным, $4-5 кг/(м^2 \cdot ч)$, а η и $\tau_{пл}$ зависят от емкости печи. В целом в большинстве случаев $g_{O_2}^{атм} = 0,4 \div \div 0,6 кг (\%)$.

Обычно при работе с расходом чугуна в шихту 60—65% общая потребность кислорода на окислительное рафинирование в период плавления ($g_{O_2}^{[C]} + g_{O_2}^{[F]} + g_{O_2}^{(\Sigma FeO)}$) в среднем составляет 4—5%, а поступление кислорода из других источников, кроме твердого окислителя:

$$g_{O_2}^{атм} + g_{O_2}^{изв} + g_{O_2}^{др} = 1 + 1,5 кг (\%). \quad (53)$$

Поэтому расход твердого окислителя в завалку при обычном скрап-рудном процессе колеблется в пределах 10—15%. Меньшие значения относятся к печам малой емкости, большие — к большегрузным.

Как уже указывалось, недостающее количество кислорода, вносимое в ванну в виде твердого окислителя, может быть частично или полностью заменено кислородом дутья. При полной замене с учетом коэффициента усвоения кислорода дутья 0,8—0,9 и содержания кислорода в дутье 95% требуется дутья 35—50 $м^3/т$.

Определение расхода чугуна в завалку

Расход чугуна в завалку, обеспечивающий требуемое содержание углерода в металле по расплавлению

при скрап-процессе, можно определить по несколько упрощенной формуле:

$$g_{\text{чуг}} = \frac{100}{\Sigma \alpha_E [E]_{\text{чуг}} - \Sigma \alpha_E [E]_{\text{л}}} [(g_{\text{O}_2}^{\text{атм}} + g_{\text{O}_2}^{\text{изв}} + \Sigma \alpha_E [E]_{\text{расп}}) - (\Sigma \alpha_E [E]_{\text{л}} + g_{\text{O}_2}^{\text{(FeO)}})], \quad (54)$$

где $\Sigma \alpha_E [E]_{\text{чуг}}$, $\Sigma \alpha_E [E]_{\text{л}}$ и $\Sigma \alpha_E [E]_{\text{расп}}$ — количество кислорода на полное окисление примесей 100 кг соответственно чугуна, лома и металла по расплавлению, кг (%); $g_{\text{O}_2}^{\text{атм}}$ и $g_{\text{O}_2}^{\text{изв}}$ — поступление кислорода из атмосферы печи и CO_2 известняка, кг (%); $g_{\text{O}_2}^{\text{(FeO)}}$ — расход кислорода на образование оксидов железа шлага, кг (%).

Обычно расход чугуна в завалку скрап-процесса составляет 30—45%, причем чем меньше емкость печи, тем больше расход чугуна, поскольку в печах малой емкости мала удельная нагрузка на подину и большее поступление кислорода из атмосферы печи на единицу массы металла.

Определение расхода науглероживателя в завалку

Расход науглероживателя в завалку мартеновской плавки с точностью, достаточной для практических целей, может быть рассчитан по формуле

$$g_{\text{науг}} = \frac{100\theta}{\alpha_c C_{\text{науг}}} [(g_{\text{O}_2}^{\text{атм}} + g_{\text{O}_2}^{\text{изв}} + g_{\text{O}_2}^{\text{др}} + \Sigma \alpha_E [E]_{\text{расп}}) - 10^{-2} (g_{\text{чуг}} \Sigma \alpha_E [E]_{\text{чуг}} + g_{\text{л}} \Sigma \alpha_E [E]_{\text{л}}) + 10^{-2} 24 g_{\text{шл}} (\Sigma \text{FeO})], \quad (55)$$

где $g_{\text{науг}}$ — расход науглероживателя, кг (%); $C_{\text{науг}}$ — содержание углерода в нем, %; θ — коэффициент эквивалентности углерода науглероживателя углероду чугуна и лома, который выражает, сколько единиц (по массе) углерода науглероживателя необходимо расходовать, чтобы заменить одну единицу (по массе) углерода чугуна и лома.

Коэффициент эквивалентности θ в основном зависит от вида материала, и при расчетах можно принимать следующие его значения:

Науглерожива- тель	Электрод- ный бой, графит	Кокс камен- ноуголь- ный, антра- цит	Камен- ный уголь	Древес- ный уголь
θ	1,1—1,2	1,5—2,0	2,0—3,0	3,0—4,5

Для всех материалов нижние пределы значений θ относятся к случаям малого расхода их в завалку (не более 1%) и быстрого закрывания науглероживателя сломом лома, верхние пределы — к случаям высокого расхода науглероживателя (низкого расхода чугуна) в завалку.

Определение расхода твердого окислителя в доводку

В период доводки мартеновской плавки для интенсификации процесса (ускорения шлакообразования, улучшения теплопередачи от факела металлу, активизации взаимодействия металла и шлака) в ванну наряду с известью присаживают твердые окислители. Расход их рассчитывают по формуле

$$g_{\text{т.о}}^{\text{дов}} = \frac{100}{O_{\text{т.о}}} \{ 1,4\Delta[C]_{\text{дов}} + 24 \cdot 10^{-4} [g_{\text{шл}}^{\text{сп}} (\Sigma \text{FeO})_{\text{сп}} + g_{\text{шл}}^{\text{раск}} (\Sigma \text{FeO})_{\text{раск}} - g_{\text{шл}}^{\text{расп}} (\Sigma \text{FeO})_{\text{расп}}] - 0,1 \frac{\mu_{\text{дов}}}{\eta} \tau_{\text{дов}} \}, \quad (56)$$

где $g_{\text{т.о}}^{\text{дов}}$ — расход твердого окислителя в доводку, кг (%); $O_{\text{т.о}}$ — содержание кислорода в нем, %; $\Delta[C]_{\text{дов}}$ — количество углерода, удаляемого в доводку, %; $g_{\text{шл}}^{\text{сп}}$, $g_{\text{шл}}^{\text{раск}}$ — количество шлака по расплавлению, спускаемого в период доводки и остающегося в печи к моменту раскисления, кг (%); $(\Sigma \text{FeO})_{\text{расп}}$, $(\Sigma \text{FeO})_{\text{сп}}$, $(\Sigma \text{FeO})_{\text{раск}}$ — содержание оксидов железа в этих шлаках, %; $\mu_{\text{дов}}$ — среднее удельное поступление кислорода из газовой фазы печи, кг/(м²·ч); η — удельная нагрузка на подину печи, т/м²; $\tau_{\text{дов}}$ — продолжительность доводки, ч.

Обычно величина $g_{\text{т.о}}^{\text{дов}}$ изменяется в пределах 1,5—3,0%.

4. Определение расхода раскислителей и легирующих добавок

Расход раскислителей и легирующих добавок может быть определен по формуле

Таблица 3

Угар элементов при раскислении и легировании стали

Добавка	Условия и цель введения добавки	Угар основного элемента, %	
		в мартеновской печи	в ковше
Ферромарганец	Раскисление кипящей стали при содержании $>0,1\% \text{ C}$	35—60	15—20
»	Раскисление кипящей стали при содержании $<0,1\% \text{ C}$	50—75	20—30
»	Предварительное раскисление бедным ферросилицием	20—30	—
Ферросилиций бедный	То же, богатым ферросилицием	5—10	—
	Для предварительного раскисления с выдержкой 10—15 мин	50—75	—
Ферросилиций богатый	После предварительного раскисления бедным ферросилицием	—	5—15

Добавка	Условия и цель введения добавки	Угар основного элемента, %	
		в мартеновской печи	в ковше
Ферросилиций богатый	Без предварительного раскисления	—	15—30
Силикомарганец	Для предварительного раскисления с выдержкой 10—15 мин	25—50 (Mn); 40—70 (Si)	—
Феррохром	После предварительного раскисления богатым ферросилицием	10—25	—
»	После предварительного раскисления силикомарганцем	10—25	—
Силикохром	Раскисление и легирование	10—15 (Cr) 30—60 (Si)	2—6 10—20
Ферровольфрам	После предварительного раскисления в печи	35—50	—
Ферротитан	После раскисления в печи и в ковше	—	35—60
Феррованадий	То же	—	15—35
Феррофосфор	Раскисление кремнием	—	20—35
Сера	То же	—	20—35
Ферромolibден	В кипящую ванну	0—5	—
Никель, кобальт и медь	В кипящую ванну	0	—
Алюминий	Раскисление	100	До 100
	Легирование	—	10—50

$$g_{\text{FeE}} = \frac{100 (g_{\text{м}}^{\text{раск}} [E]_{\text{гот}} - 100 [E]_{\text{ост}})}{[E]_{\text{FeE}} (100 - U_E)}, \quad (57)$$

где g_{FeE} — расход раскислителя или легирующей добавки, кг/100 кг металлошихты (%); $g_{\text{м}}^{\text{раск}}$ — масса (выход) металла перед раскислением, кг (%); $[E]_{\text{FeE}}$ — содержание раскисляющего или легирующего элемента в ферросплаве, %, $[E]_{\text{ост}}$ — остаточное содержание элемента в металле перед раскислением-легированием, %; $[E]_{\text{гот}}$ — содержание вводимого элемента в готовой стали, %; U_E — общий угар раскисляющего и легирующего элемента за время раскисления-легирования, %.

Главная трудность в расчетах расхода ферросплавов заключается в непостоянстве угара вводимого элемента U_E , на величину которого влияют многие факторы: сродство к кислороду ведущего элемента, условия введения добавки (в плавильный агрегат или ковш), продолжительность выдержки плавки в печи и т. д.

В расчетах можно пользоваться величинами угара элементов, приведенными в табл. 3.

Для приближенных расчетов можно принять $g_{\text{м}}^{\text{раск}} = 100\%$. Тогда формула (57) упрощается:

$$g_{\text{FeE}} = \frac{104 ([E]_{\text{гот}} - [E]_{\text{ост}})}{[E]_{\text{FeE}} (100 - U_E)}. \quad (58)$$

Глава IV

ОБЕСПЕЧЕНИЕ ЗАДАННОЙ ТЕМПЕРАТУРЫ МЕТАЛЛА

1. Общие положения

Обеспечение заданной температуры металла по ходу и особенно в конце плавки является одной из важнейших задач управления процессом в любом из сталеплавильных агрегатов. В производственных условиях надежное решение этой задачи возможно лишь тогда, когда она решается в два этапа (стадии): предварительно — при расчете плавки по статической модели (до начала процесса) и окончательно — при корректировке процесса по информации, полученной по ходу плавки (во время процесса).

В том и другом случае основу расчетов составляют уравнения тепловых балансов. Любой расчет по обеспечению заданной температуры металла означает решение уравнения теплового баланса относительно той величины (параметра плавки), которая в данном случае служит основным управляющим воздействием. Например, в кисло-

родных процессах, реализуемых без подвода тепла из внешних источников, в первой стадии регулирования уравнение теплового баланса решается относительно расхода охладителей (лома, твердых окислителей). В процессах, реализуемых с обязательным подводом тепла из внешних источников, для решения этой же задачи по уравнению теплового баланса определяют дефицит тепла. Корректировка температуры по информации, полученной в ходе процесса, в общем случае также сводится к решению уравнения теплового баланса относительно разных величин в зависимости от типа процесса и конкретной ситуации.

Величина отдельных составляющих (статей) теплового баланса, даже их число, зависит от того, какая температура выбрана в качестве исходной для составления баланса. Однако это не отражается на величине расхода охладителя и потребности в тепле внешнего источника. Поэтому в качестве исходной температуры принимают ту, при которой максимально упрощается определение физического тепла исходных материалов и продуктов плавки. Такой температурой является 0°C .

Для упрощения тепловых балансов и расчетов по ним также большое значение имеет выбор температуры, для которой определены тепловые эффекты химических реакций. Так, в случае расчетов по статической модели удобно пользоваться стандартными тепловыми эффектами (при 298 K), а при корректировках по ходу процесса — тепловыми эффектами, вычисленными для наблюдаемой температуры ванны.

Упрощение расчетов также достигается, если принять, что все оксиды железа, поступающие в ванну из различных источников, полностью разлагаются с поглощением соответствующего количества тепла, а оксиды железа, неизбежно переходящие в шлак, образуются в результате окисления железа, вызывая выделение тепла.

2. Физическое тепло исходных материалов и продуктов плавки

Согласно принятой методике составления теплового баланса, физическое тепло могут иметь только нагретые шихтовые материалы, которыми обычно являются жидкий чугун и нагретый лом (металлизированные окатыши), а продукты плавки (жидкие металл и шлак, газы) имеют физическое тепло. Для определения физического тепла любого шихтового материала или продукта плавки удобно пользоваться формулой

$$Q_i^{\text{физ}} = \Delta H_i^{\text{физ}} g_i, \quad (59)$$

где $Q_i^{\text{физ}}$ — физическое тепло любого исходного материала или продукта плавки, кДж; g_i — его масса, кг; $\Delta H_i^{\text{физ}}$ — изменение его энтальпии при нагреве его от 0° до $t^\circ\text{C}$, кДж/кг.

Массы шихтовых материалов обычно являются известными или легко определяемыми величинами. Значительно труднее определение изменения энтальпии, осо-

бенно металлических материалов и шлаков, отличающихся изменчивостью химического состава, следовательно, теплоемкости.

Вполне достоверными можно считать данные о теплоемкости железа [9], что позволяет определять изменение энтальпии его с высокой точностью (рис. 4, ломаная линия 1—1'). При нагреве от комнатных температур до температур сталеплавильной ванны железо претерпевает три превращения в твердом состоянии с поглощением тепла и расплавление, которым отвечают скачкообразные возрастания изменения энтальпии. При превращениях в твердом состоянии эти возрастания незначительны (соответственно 30,60; 15,67; 8,21 кДж/кг), а при расплавлении весьма существенно (276,12 кДж/кг).

Теплоемкость чугуна изменяется как с изменением температуры (в твердом состоянии), так и с изменением химического состава (в твердом и жидком состояниях). Поэтому применительно к чугуну можно говорить лишь о средних значениях теплоемкости и изменениях энтальпии.

Средние значения экспериментальных данных об изменении энтальпии перелового чугуна на рис. 4 представлены ломаной линией 2—2', имеющей перелом только при температуре плавления. Средняя теплота плавления чугуна составляет 217 кДж/кг. Фазовые превращения при нагреве твердого чугуна четко не выявляются.

Удельная теплоемкость жидкого чугуна от температуры не зависит и в среднем составляет 0,88 кДж/(кг×

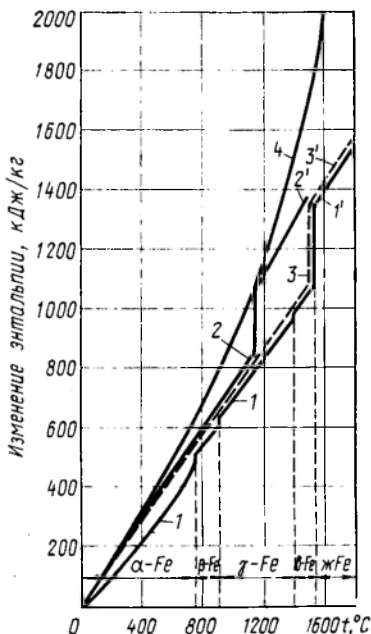


Рис. 4. Влияние изменения температуры t на изменение энтальпии твердого (1) и жидкого (1') чистого железа, твердого (2) и жидкого (2') чугуна, твердой (3) и жидкой (3') стали, основного конечного сталеплавильного шлака (4)

×K). Поэтому изменение энтальпии жидкого чугуна (линия 2' на рис. 4) может быть выражено простым уравнением

$$\Delta H_{\text{чуг}}^{\text{физ}} = 61,9 + 0,88t_{\text{чуг}}. \quad (60)$$

Удельная теплоемкость твердого чугуна зависит от температуры, но эта зависимость несущественная (обычно не более чем влияние химического состава). Поэтому изменение энтальпии твердого чугуна может быть определено по уравнению

$$\Delta H_{\text{т.чуг}}^{\text{физ}} = 0,745t_{\text{чуг}}, \quad (61)$$

где 0,745 — средняя удельная теплоемкость твердого чугуна в диапазоне температур от 0° до температуры плавления, кДж/(кг·К).

На рис. 4 усредненные значения экспериментальных данных об изменении энтальпии твердой и жидкой стали представлены линиями 3 и 3'.

Удельная теплоемкость жидкой стали и металла после рафинирования (в конце плавки) от температуры не зависит и в среднем составляет 0,84 кДж/(кг·К). Поэтому изменение энтальпии жидкого металла может быть описано уравнением

$$\Delta H_{\text{м}}^{\text{физ}} = 54,8 + 0,84t_{\text{м}}. \quad (62)$$

Изменение энтальпии твердого металла (стального лома и отходов, металлизированных окатышей) можно характеризовать зависимостью

$$\Delta H_{\text{т.м}}^{\text{физ}} = 0,7t. \quad (63)$$

Изменение энтальпии жидкого полупродукта с содержанием углерода 2—3% можно выражать уравнением

$$\Delta H_{\text{пп}}^{\text{физ}} = 58 + 0,86t_{\text{пп}}. \quad (64)$$

Средние значения экспериментальных данных об изменении энтальпии основных сталеплавильных шлаков также приведены на рис. 4 (линия 4). Как видно из этих данных, во-первых, изменение энтальпии шлака не имеет явно выраженного перелома при температуре плавления; во-вторых, теплоемкость шлака зависит от температуры и в жидком состоянии. Однако для интервала температур 1450—1650°С удельную теплоемкость

жидкого шлака можно принять постоянной 2,09 кДж/(кг·К). Следовательно, изменение энтальпии жидкого основного шлака можно описать простым уравнением

$$\Delta H_{\text{шл}}^{\text{физ}} = 2,09t - 1380. \quad (65)$$

Аналогичный анализ экспериментальных данных об изменении энтальпии кислого шлака позволяет для области жидкого состояния получить формулу

$$\Delta H_{\text{кис.шл}}^{\text{физ}} = 1,53t - 710. \quad (66)$$

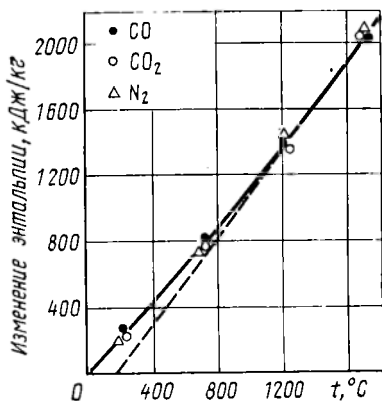


Рис. 5. Зависимость изменения энтальпии основных компонентов (CO, CO₂, N₂) технологических газов от температуры

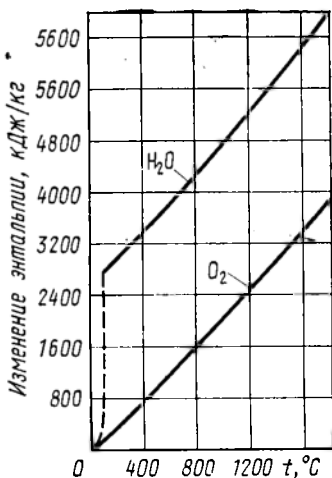


Рис. 6. Зависимость изменения энтальпии водяного пара и кислорода от температуры t

Изменения энтальпии основных компонентов технологических газов (CO, CO₂, N₂), вычисленные по температурным зависимостям удельных теплоемкостей [9], представлены на рис. 5. Как видно из этих данных, во-первых, изменение энтальпии, отнесенное к 1 кг разных газов, примерно одинаково; во-вторых, в области высоких температур, характерных для технологических газов, удельные теплоемкости их остаются практически постоянными. Поэтому изменение энтальпии компонентов технологических газов с изменением температуры можно описать одним простым уравнением

$$\Delta H_{\Sigma \Gamma}^{\text{физ}} = 1,32t - 220. \quad (67)$$

Это уравнение справедливо для диапазона температур 1300—1800° С и выше. Оно дает заметно заниженные результаты для температур менее 1200°, причем чем ниже температура, тем больше это отклонение (рис. 5, сплошная линия — средние значения фактического изменения энтальпии для всех газов; штриховая — продолжение прямой, выраженной уравнением (67), в области низких температур).

Аналогично найденные изменения энтальпии для кислорода и водяных паров показаны на рис. 6 и для области температур, наблюдаемых в сталеплавильных агрегатах, описаны уравнениями

$$\Delta H_{O_2}^{\text{физ}} = 2,3t - 330; \quad (68)$$

$$\Delta H_{H_2O}^{\text{физ}} = 2,72t + 1940. \quad (69)$$

Подставив в уравнение (59) соответствующие значения $\Delta H_i^{\text{физ}}$, получим формулы для определения физического тепла исходных материалов и продуктов плавки: жидкого чугуна

$$Q_{\text{чуг}}^{\text{физ}} = (61,9 + 0,88t_{\text{чуг}}) g_{\text{чуг}}; \quad (70)$$

жидкого металла (стали)

$$Q_{\text{м}}^{\text{физ}} = (54,8 + 0,84t_{\text{м}}) g_{\text{м}}; \quad (71)$$

жидкого полупродукта

$$Q_{\text{пп}}^{\text{физ}} = (58 + 0,86 t_{\text{пп}}) g_{\text{пп}}; \quad (72)$$

твердого лома (металлизированных окатышей)

$$Q_{\text{л}}^{\text{физ}} = 0,7t_{\text{л}} g_{\text{л}}; \quad (73)$$

твердого чугуна

$$Q_{\text{т.чуг}}^{\text{физ}} = 0,745t_{\text{т.чуг}} g_{\text{т.чуг}}; \quad (74)$$

жидкого основного шлака

$$Q_{\text{шл}}^{\text{физ}} = (2,09t - 1380) g_{\text{шл}}; \quad (75)$$

жидкого кислого шлака

$$Q_{\text{кис.шл}}^{\text{физ}} = (1,53t - 710) g_{\text{шл}}; \quad (76)$$

компонентов технологических газов

$$Q_{\Sigma \text{газ}}^{\text{физ}} = (1,32t - 220) (g_{\text{CO}} + g_{\text{CO}_2} + g_{\text{N}_2}); \quad (77)$$

$$Q_{O_2}^{\text{физ}} = (2,3t - 330) g_{O_2}; \quad (78)$$

$$Q_{H_2O}^{\text{физ}} = (2,72t + 1940) g_{H_2O}. \quad (79)$$

3. Тепло химических реакций

Основными химическими реакциями, влияющими на общий тепловой баланс плавки, являются: 1) реакции окисления (образования оксидов) примесей металла — в первую очередь углерода и кремния чугуна, а при переделе высокофосфористых чугунов также фосфора; 2) реакции образования оксидов железа шлака; 3) реакции разложения оксидов железа, введенных в ванну в виде твердых окислителей и с другими материалами; 4) реакции образования силикатов и фосфатов в шлаковой фазе (реакции шлакообразования).

Тепло реакции окисления любого химического элемента, находящегося в металлической фазе, можно рассчитать по формуле

$$Q_E^{\text{хим}} = \Delta H_E \Delta [E], \quad (80)$$

где ΔH_E — тепловой эффект реакции, кДж/кг элемента;

$\Delta [E]$ — количество окислившегося элемента, кг.

Тепло образования или разложения оксидов железа в ряде случаев удобно определять по зависимости

$$Q_{\Sigma \text{FeO}}^{\text{обр}} = -Q_{\Delta \text{FeO}}^{\text{разл}} = \Delta H_{\text{FeO}} g_{\text{FeO}} + \Delta H_{\text{Fe}_2\text{O}_3} g_{\text{Fe}_2\text{O}_3}, \quad (81)$$

где ΔH_{FeO} и $\Delta H_{\text{Fe}_2\text{O}_3}$ — тепловые эффекты образования (разложения) FeO и Fe₂O₃, кДж/кг оксида; g_{FeO} и $g_{\text{Fe}_2\text{O}_3}$ — количество образующихся или разлагающихся оксидов, кг.

Как видно, для определения тепла химических реакций в первую очередь необходимо знать их тепловые эффекты.

Тепловые эффекты образования оксидов

Следует помнить, что при расчетах плавки по статической модели для определения тепла химических реакций следует брать стандартные тепловые эффекты (табл. 4), а при расчетах, связанных с корректировкой температуры ванны по ходу плавки, удобнее пользоваться тепловыми эффектами, вычисленными для той температуры, при которой протекают реакции (табл. 5 или 6).

Таблица 4

Стандартные тепловые эффекты образования важнейших оксидов в сталеплавильной ванне

Реакции	Дж/(г·моль)	кДж/кгO ₂	кДж/кг элемента	кДж/кг оксида
$\text{Fe} + \frac{1}{2}\text{O}_2 = \text{FeO}$	266939	16683	4767	3707
$2\text{Fe} + \frac{3}{2}\text{O}_2 = \text{Fe}_2\text{O}_3$	823410	17154	7350	5278
$[\text{C}] + \frac{1}{2}\text{O}_2 = \text{CO}$	149017	9310	12417	5322
$[\text{C}] + \text{O}_2 = \text{CO}_2$	432006	13500	36000	9818
$[\text{Si}] + \text{O}_2 = \text{SiO}_2$	755210	23600	26970	12587
$[\text{Mn}] + \frac{1}{2}\text{O}_2 = \text{MnO}$	385137	24070	7000	5424
$2[\text{P}] + \frac{5}{2}\text{O}_2 = \text{P}_2\text{O}_5$	1506240	18828	24294	10607

Это объясняется тем, что при расчетах по статической модели, согласно принятой выше схеме, физическое тепло исходных компонентов реакций включают в физическое тепло исходных материалов, а физическое тепло продуктов реакций — в физическое тепло продуктов плавки. Принятие же теплового эффекта при температуре ванны в случае выполнения корректировочных расчетов удобно тем, что тогда физическое тепло исходных и конечных компонентов плавки включается в тепловой эффект и отпадает необходимость их самостоятельного учета. Благодаря этому существенно упрощается уравнение теплового баланса и расчеты по нему, например не требуется определять количества продуктов реакции.

При определении теплового эффекта окисления химических элементов для заданной температуры ванны следует иметь в виду, что в кислородных процессах в ванну вдувается холодный кислород. Поэтому фактический тепловой эффект, наблюдаемый в сталеплавильных

Т а б л и ц а 5

Тепловые эффекты образования важнейших оксидов при температуре ванны с участием нагретого газообразного кислорода [7]

Реакции	Тепловой эффект (кДж/кг элемента) при температуре, °С					
	1200	1300	1400	1500	1600	1700
$\text{Fe} + \frac{1}{2} \text{O}_2 = \text{FeO}$	4220	4200	4190	4180	4170	4160
$2\text{Fe} + \frac{3}{2} \text{O}_2 = \text{Fe}_2\text{O}_3$	7160	7150	7150	7150	7140	7140
$[\text{C}] + \frac{1}{2} \text{O}_2 = \text{CO}$	12770	12840	12910	12960	13050	13120
$[\text{C}] + \text{O}_2 = \text{CO}_2$	36180	36200	36220	36230	36250	36260
$[\text{Si}] + \text{O}_2 = \text{SiO}_2$	26710	26680	26650	26610	26570	26540
$[\text{Mn}] + \frac{1}{2} \text{O}_2 = \text{MnO}$	7370	7380	7390	7400	7410	7420
$2[\text{P}] + \frac{5}{2} \text{O}_2 = \text{P}_2\text{O}_5$	21200	21180	21150	21130	21100	21090

процессах, ниже обычных табличных на величину физического тепла кислорода. Как показывают расчеты, эта разница существенна (ср. табл. 5 и 6) и обязательно должна быть учтена при расчетах плавки.

Принято считать, что примеси металла, оксиды которых переходят в шлак (Si, Mn, P и др.), образуют один определенный оксид. Следовательно, тепловые эффекты окисления этих примесей можно принять постоянными для каждого принятого условия и найти по табл. 4—6.

При определении же тепловых эффектов реакций окисления углерода и железа недостаточно данных, приведенных в указанных таблицах, поскольку образуются два оксида (CO и CO₂ — при окислении углерода, FeO и Fe₂O₃ — при окислении железа) и соотношение этих оксидов в продуктах реакции может изменяться. Поэтому в общем случае суммарные тепловые эффекты реакций окисления углерода и железа следует определять по формулам

Таблица 6

Тепловые эффекты образования важнейших оксидов при температуре ванны с участием холодного газообразного кислорода

Реакции	Тепловой эффект (кДж/кг элемента) при температуре, °C					
	1200	1300	1400	1500	1600	1700
$\text{Fe} + \frac{1}{2}\text{O}_2 = \text{FeO}$	3750	3700	3650	3610	3560	3510
$2\text{Fe} + \frac{3}{2}\text{O}_2 = \text{Fe}_2\text{O}_3$	6470	6420	6360	6310	6250	6200
$[\text{C}] + \frac{1}{2}\text{O}_2 = \text{CO}$	10730	10640	10550	10460	10360	10270
$[\text{C}] + \text{O}_2 = \text{CO}_2$	32120	31830	31540	31250	30950	30650
$[\text{Si}] + \text{O}_2 = \text{SiO}_2$	24970	24810	24650	24480	24310	24140
$[\text{Mn}] + \frac{1}{2}\text{O}_2 = \text{MnO}$	6930	6900	6880	6820	6790	6770
$2[\text{P}] + \frac{5}{2}\text{O}_2 = \text{P}_2\text{O}_5$	19150	18970	18780	18620	18420	18250

$$\Delta H_{\text{C}} = \Delta H_{\text{CO}} + 10^{-2} (\Delta H_{\text{CO}_2} - \Delta H_{\text{CO}}) (\text{CO}_2); \quad (82)$$

$$\Delta H_{\text{Fe}} = \Delta H_{\text{FeO}} + 10^{-2} (\Delta H_{\text{Fe}_2\text{O}_3} - \Delta H_{\text{FeO}}) (\text{Fe}_2\text{O}_3). \quad (83)$$

В этих формулах ΔH_{C} и ΔH_{Fe} — общие тепловые эффекты окисления углерода и железа; ΔH_{CO} и ΔH_{CO_2} — тепловой эффект окисления углерода соответственно до CO и CO₂; ΔH_{FeO} и $\Delta H_{\text{Fe}_2\text{O}_3}$ — то же, окисления железа до FeO и Fe₂O₃; (CO₂) и (Fe₂O₃) — содержания высших оксидов в продуктах реакции, %.

В вышеприведенных формулах только стандартные тепловые эффекты реакций являются постоянными величинами, а нестандартные в той или иной степени зависят от температуры (см. табл. 5 и 6). Поэтому стандартные эффекты реакций окисления углерода и железа зависят только от содержания высших оксидов в продуктах реакции, а нестандартные в общем случае зависят как от содержания высших оксидов, так и от температуры.

Формулы, выражающие зависимость стандартных тепловых эффектов реакций окисления углерода и железа от содержания их высших оксидов в продуктах реакций, могут быть получены путем подстановки в уравнения (82) и (83) значений $\Delta H_{\text{CO}}^{\circ}$, $\Delta H_{\text{CO}_2}^{\circ}$, $\Delta H_{\text{FeO}}^{\circ}$ и $\Delta H_{\text{Fe}_2\text{O}_3}^{\circ}$, взятых из табл. 4:

$$\Delta H_{\text{C}}^{\circ} = 12412 + 236,8 (\text{CO}_2); \quad (84)$$

$$\Delta H_{\text{Fe}}^{\circ} = 4767 + 25,8 (\text{Fe}_2\text{O}_3). \quad (85)$$

Изменения нестандартных тепловых эффектов при окислении элементов нагретым кислородом с изменением температуры в пределах, встречающихся в сталеплавильных ваннах, незначительны (табл. 5). Во всяком случае эти изменения малы по сравнению с изменениями, которые возможны при изменении содержания высших оксидов в продуктах реакций. Поэтому при не очень строгих расчетах, которыми являются расчеты, выполняемые для практики управления плавкой и излагаемые в настоящей книге, можно принять, что в рассматриваемом случае нестандартные тепловые эффекты образования оксидов углерода и железа остаются постоянными, равными значениям при 1550°C . Тогда, взяв значения $\Delta H_{\text{CO}}^{\text{н.к}}$, $\Delta H_{\text{CO}_2}^{\text{н.к}}$, $\Delta H_{\text{FeO}}^{\text{н.к}}$ и $\Delta H_{\text{Fe}_2\text{O}_3}^{\text{н.к}}$ из табл. 5 и подставив их в уравнения (82) и (83), получим

$$\Delta H_{\text{C}}^{\text{н.к}} = 13005 + 232,4 (\text{CO}_2); \quad (86)$$

$$\Delta H_{\text{Fe}}^{\text{н.к}} = 4175 + 29,7 (\text{Fe}_2\text{O}_3). \quad (87)$$

Следует подчеркнуть, что при определении средних значений нестандартных тепловых эффектов для реакций окисления любых других элементов (Si, Mn, P и др.) наиболее оправданным является также принятие температуры 1550° , поскольку она отвечает средней температуре ванны в период корректировки плавки, когда необходимо пользоваться нестандартными тепловыми эффектами.

В случае окисления элементов холодным кислородом (табл. 6) влияние температуры на нестандартные тепловые эффекты существеннее и сопоставимо с влиянием содержания в продуктах реакции высших оксидов. Поэтому в конечных расчетных формулах лучше учитывать влияние обоих факторов.

Исходя из данных табл. 6, влияние температуры на тепловые эффекты можно описать с помощью следующих формул:

$$\Delta H_{\text{CO}}^{\text{x.к}} = 11850 - 0,93t; \quad (88)$$

$$\Delta H_{\text{CO}_2}^{\text{x.к}} = 35640 - 2,93t; \quad (89)$$

$$\Delta H_{\text{FeO}}^{\text{x.к}} = 4310 - 0,47t; \quad (90)$$

$$\Delta H_{\text{Fe}_2\text{O}_3}^{\text{x.к}} = 7150 - 0,57t. \quad (91)$$

Подстановка значений $\Delta H_{\text{CO}}^{\text{x.к}}$, $\Delta H_{\text{CO}_2}^{\text{x.к}}$, $\Delta H_{\text{FeO}}^{\text{x.к}}$ и $\Delta H_{\text{Fe}_2\text{O}_3}^{\text{x.к}}$ из последних зависимостей в уравнения (82) и (83) дает

$$\Delta H_{\text{C}}^{\text{x.к}} = 11850 + 237,9 (\text{CO}_2) - [0,93 + 0,02 (\text{CO}_2)] t; \quad (92)$$

$$\Delta H_{\text{Fe}}^{\text{x.к}} = 4310 + 28,4 (\text{Fe}_2\text{O}_3) - 0,47t. \quad (93)$$

Последними зависимостями необходимо пользоваться при расчетах плавки в сталеплавильных агрегатах непрерывного действия, поскольку тогда должна быть более высокой точность управления, которая в первую очередь определяется точностью расчетов.

При плавке стали в агрегатах периодического действия нет необходимости в высокой точности определения тепловых эффектов реакций, поскольку точность управления периодическими процессами значительно ниже точности управления непрерывными процессами как по возможностям, так и по необходимости. В частности, в периодических процессах последствия неточностей расчетов, приведшие к отклонению от нормального хода процесса, относительно проще и легче устранимы. Например, некоторый перегрев или недогрев металла может быть устранен в самой последней стадии окислительного рафинирования без особого ущерба качеству металла и производительности агрегата.

Учитывая это, нестандартные тепловые эффекты реакций образования оксидов углерода и железа за счет холодного кислорода в периодических процессах также можно принять постоянными, равными значениям при 1550° С. Тогда

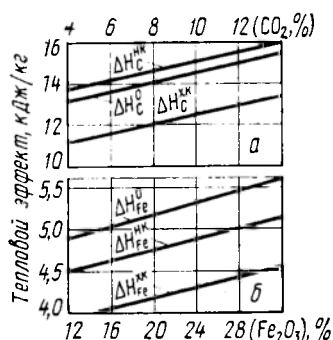
$$\Delta H_{\text{C}}^{\text{x.к}} = 10410 + 206,9 (\text{CO}_2); \quad (94)$$

$$\Delta H_{\text{Fe}}^{\text{x.к}} = 3585 + 27,0 (\text{Fe}_2\text{O}_3). \quad (95)$$

Зависимости (84), (86) и (94) графически представлены на рис. 7, а, а зависимости (85), (87) и (95) — на рис. 7, б. Как видно из этих данных, нестандартные тепловые эффекты реакций окисления углерода и железа существенно зависят не только от доли высших оксидов в продуктах реакции, но и от температуры газообразного кислорода.

Рис. 7. Зависимость тепловых эффектов реакций окисления углерода (а) и железа (б) от содержания их высших оксидов в продуктах реакций:

ΔH_E^0 — стандартные тепловые эффекты; $\Delta H_E^{и.к}$ — тепловые эффекты при температуре ванны с участием нагретого кислорода; $\Delta H_E^{х.к}$ — то же, с участием холодного кислорода.



Дальнейшее упрощение расчетов возможно, если принять постоянными содержание CO_2 и Fe_2O_3 в продуктах реакции.

В газах, выделяющихся из ванны, содержание CO_2 обычно колеблется в пределах 5—15% (в кислородных

Таблица 7

Тепловые эффекты реакций окисления углерода и железа

Условия протекания реакции	Тепловые эффекты реакции окисления углерода, кДж/кг углерода	Тепловые эффекты реакции окисления железа в агрегатах			
		кислородных		подовых	
		кДж/кг железа	кДж/кг оксидов	кДж/кг железа	кДж/кг оксидов
Стандартные (298K)	14786	5627	4225	5412	4100
При температуре ванны (нагретый кислород)	15330	5165	3824	4918	3684
При температуре ванны (холодный кислород)	12480	4485	3310	4260	3180

процессах несколько выше, в подовых — ниже). В расчетах можно принять содержание CO_2 равным 10% для обоих типов процессов. Среднее содержание Fe_2O_3 в шлаках кислородных процессов обычно составляет одну треть от общего содержания оксидов железа, а в подовых процессах — четвертую часть. Подстановка указанных выше средних значений содержания высших оксидов в продуктах реакций в вышеприведенные формулы позволяет вычислить средние тепловые эффекты реакций окисления углерода и железа (табл. 7), которыми можно пользоваться при выполнении обычных расчетов периодических процессов.

Тепло реакций окисления примесей металла

При расчетах по статической модели общее тепло реакций окисления всех примесей металла удобно определить по формуле (кДж на 100 кг металлошихты)

$$Q_{\Sigma E}^{\text{хим}} = 10^{-2} \Sigma \Delta H_{\text{чуг}}^{\text{хим}} g_{\text{чуг}} + 10^{-2} \Sigma \Delta H_{\text{л}}^{\text{хим}} g_{\text{л}} - 10^{-2} \Sigma \Delta H_{\text{м}}^{\text{хим}} g_{\text{м}}, \quad (96)$$

где $\Sigma \Delta H_{\text{чуг}}^{\text{хим}}$, $\Sigma \Delta H_{\text{л}}^{\text{хим}}$ и $\Sigma \Delta H_{\text{м}}^{\text{хим}}$ — количество тепла, выделяющееся при полном окислении примесей 100 кг чугуна, лома и рафинированного металла, кДж; $g_{\text{чуг}}$ и $g_{\text{л}}$ — расходы чугуна и лома, %; $g_{\text{м}}$ — выход металла, %.

Количество тепла, выделяющегося при полном окислении примесей 100 кг любого металла, можно рассчитать по уравнению

$$\Sigma \Delta H_i^{\text{хим}} = \Delta H_{\text{C}}^{\circ} [\text{C}]_i + \Delta H_{\text{Si}}^{\circ} [\text{Si}]_i + \Delta H_{\text{Mn}}^{\circ} [\text{Mn}]_i + \Delta H_{\text{P}}^{\circ} [\text{P}]_i + \dots, \quad (97)$$

где $[\text{C}]_i$, $[\text{Si}]_i$, ... — содержание окисляющихся примесей в рассматриваемом металле, %; $\Delta H_{\text{C}}^{\circ}$, $\Delta H_{\text{Si}}^{\circ}$... — стандартные тепловые эффекты окисления этих примесей, кДж/кг.

В расчетах, связанных с корректировкой процесса по ходу плавки, тепло реакций окисления примесей металла следует определять по формуле (80), подставляя в нее значения нестандартных тепловых эффектов.

Тепло реакций образования и разложения оксидов железа

Тепло образования оксидов железа шлака можно находить по формуле (80), подставив в нее значения теплового эффекта, взятого из табл. 6, и количества окисленного железа, вычисленного по количеству шлака и содержанию в нем оксидов железа. Однако в расчетах удобнее пользоваться зависимостью (81), преобразовав ее с учетом того, что количество образовавшихся FeO и Fe_2O_3 зависит от количества шлака и содержания в нем указанных оксидов, соотношение которых в шлаке примерно постоянное. Тогда в расчетах по статической модели следует пользоваться следующими упрощенными уравнениями:

для кислородных процессов (в шлаке $\text{FeO}:\text{Fe}_2\text{O}_3=2:1$)

$$Q_{(\Sigma\text{FeO})}^{\text{обр}} = 42,3g_{\text{шл}} (\Sigma\text{FeO}); \quad (98)$$

для мартеновского процесса ($\text{FeO}:\text{Fe}_2\text{O}_3=3:1$)

$$Q_{(\Sigma\text{FeO})}^{\text{обр}} = 41g_{\text{шл}} (\Sigma\text{FeO}). \quad (99)$$

В расчетах, связанных с корректировкой процесса по ходу плавки, когда следует брать нестандартные тепловые эффекты, имеем

для кислородных процессов

$$Q_{(\Sigma\text{FeO})}^{\text{обр}} = 38,3g_{\text{шл}} (\Sigma\text{FeO}); \quad (100)$$

для мартеновского процесса

$$Q_{(\Sigma\text{FeO})}^{\text{обр}} = 36,8g_{\text{шл}} (\Sigma\text{FeO}). \quad (101)$$

Тепло разложения оксидов железа следует определять по формуле (81), не изменяя ее, поскольку количества и соотношение FeO и Fe_2O_3 в твердых окислителях и других материалах могут быть самые различные.

Тепло шлакообразования

Тепло шлакообразования $Q_{\text{ш.о}}$ можно определить по формуле $Q_{\text{ш.о}} = g_{\text{шл}} \Delta H_{\text{ш.о}}$,

где $\Delta H_{\text{ш.о}}$ — удельная теплота образования шлака, т. е. количество тепла, которое выделяется в результате протекания химических реакций между компонентами 1 кг шлака, кДж/кг.

Определение $\Delta H_{\text{ш.о}}$ — наиболее сложная задача, поскольку образование шлака сопровождается протеканием большого числа недостаточно изученных физико-химических процессов. Тем не менее величина $\Delta H_{\text{ш.о}}$ приближенно может быть найдена. Для этого принимаем следующие допущения:

- 1) переход любого жидкого оксида в жидкий шлак с той же температурой не сопровождается тепловым эффектом, если оксид не образует более или менее прочных химических связей с другими компонентами шлака;
- 2) в случае протекания химических реакций между компонентами шлака теплота перехода жидких оксидов в жидкий шлак равна тепловому эффекту образования химических соединений.

Основываясь на этих допущениях и принимая во внимание принцип составления теплового баланса (физическое тепло всех материалов и продуктов плавки образуют самостоятельные статьи), можно сформулировать следующее весьма простое правило: *теплота образования шлака равна тепловому эффекту химических реакций, протекающих в шлаке между отдельными его компонентами.*

В любом шлаке решающее значение имеет взаимодействие кислотных и основных оксидов. Можно принять, что важнейший основной оксид шлака CaO всегда находится в соединениях. Другие же основные оксиды вступают в соединения лишь тогда, когда наблюдается недостаток CaO .

Для шлаков, имеющих основность выше 2, допускается образование следующих соединений:

Соединения . .	$2\text{CaO} \cdot \text{SiO}_2$	$3\text{CaO} \cdot \text{P}_2\text{O}_5$	Алюминаты, ферриты и др.
Тепловой эффект, кДж/кг CaO	1275	4055	527
Расход CaO , кг/кг кислотного или амфотерного оксида	1,87	1,18	Весь остаток

Тогда теплоту образования 1 кг основного шлака можно рассчитать по уравнению

$$\Delta H_{\text{ш.о}} = 6,28 (\text{CaO}) + 14,64 (\text{SiO}_2) + 41,84 (\text{P}_2\text{O}_5), \quad (102)$$

где (CaO), (SiO₂) и (P₂O₅) — содержание указанных оксидов в шлаке, %. Поэтому

$$Q_{\text{ш.о}} = g_{\text{шл}} [6,28 (\text{CaO}) + 14,64 (\text{SiO}_2) + 41,84 (\text{P}_2\text{O}_5)]. \quad (103)$$

Тепло разложения карбонатов

Определение тепла на разложение карбонатов $Q_{\text{карб}}^{\text{разл}}$ сводится, как правило, к расчету расхода тепла на разложение недопала извести или известняка. Этот расчет может быть выполнен по формуле

$$Q_{\text{карб}}^{\text{разл}} = 403,4 g_{\text{изв}} (\text{CO}_2)_{\text{изв}}, \quad (104)$$

где $g_{\text{изв}}$ — расход извести (известняка), кг (%); $(\text{CO}_2)_{\text{изв}}$ — содержание CO₂ в извести (известняке), %; 403,4 — теплота разложения карбоната кальция, кДж/кг CO₂.

Тепло дожигания окиси углерода

В течение всего периода окислительного рафинирования из ванны выделяется CO, которая дожигается над ванной до CO₂ в мартеновских печах полностью, в кислородных агрегатах частично. Выделяющееся при этом тепло используется для нагрева ванны. Оно может быть определено по формуле

$$Q_{\text{CO}}^{\text{дож}} = 10100 g_{\text{CO}}^{\Sigma} U_{\text{CO}} Z, \quad (105)$$

где g_{CO}^{Σ} — общее количество CO, выделяющееся из ванны, кг (%); U_{CO} — доля дожигаемого количества; Z — коэффициент использования тепла дожигания или доля тепла дожигания, передаваемая ванне; 10100 — теплота дожигания CO до CO₂, кДж/кг CO.

Величину g_{CO}^{Σ} легко определить исходя из баланса углерода. Значениями величин U_{CO} и Z можно задаваться, учитывая тип процесса:

	Кислородно-конверторный	Двухванный	Мартеновский
U_{CO}	0,1—0,2	0,3—0,4*	1,0
Z	0,6—0,8	0,5—0,7	0,4—0,5

* Имеется в виду максимально возможное дожигание над жидкой (горячей) ванной.

4. Тепловые потери

Во время плавки стали в любом агрегате наблюдаются неизбежные потери тепла в окружающую среду через стенку, открытые участки кладки или щели в ней. Кроме того, всегда теряется тепло с водой, охлаждающей отдельные элементы агрегата, и с пылью, уносимой газами. Могут быть потери тепла в результате выбросов жидких металла и шлака из агрегата.

В расчетах обычно их определяют приближенно.

При расчетах кислородно-конверторных процессов потерями тепла задаются, поскольку ввиду малой продолжительности плавки потери в общем балансе тепла занимают небольшую долю: обычно 2—3% при одношлаковом и 4—5% при двухшлаковом режиме плавки (2—3% в первый период и 1—2% во второй).

Общий расход тепла на процесс плавки стали в любом агрегате обычно колеблется в пределах 180—220 мДж/на 100 кг металла. Следовательно, тепловые потери в кислородных конверторах составляют: при одношлаковом режиме 4000—7000 кДж/100 кг и при двухшлаковом 8000—12000 кДж/100 кг металла.

В мартеновских печах ввиду очень большой продолжительности плавки тепловые потери составляют 40—60% от общей потребности тепла на процесс, или 80—120 мДж/100 кг металла.

В двухванных печах, занимающих по продолжительности плавки промежуточное положение между мартеновскими печами и кислородными конверторами, потери тепла обычно составляют 8—12% от общей потребности, или 15—25 мДж/100 кг металла.

Поскольку в мартеновских и двухванных печах потери составляют весьма существенную статью баланса, их следует определять расчетом, пользуясь формулой

$$Q_{\text{пот}}^{\Sigma} = 0,1 \frac{q_{\text{пот}}^{\Sigma}}{\eta} \tau_{\text{пл}}^{\Sigma}, \quad (106)$$

где $Q_{\text{пот}}^{\Sigma}$ — общие потери тепла за плавку, кДж/100 кг металла; $q_{\text{пот}}^{\Sigma}$ — удельные потери тепла, выражающие потери, отнесенные к 1 м² площади подины печи и к 1 ч, кДж/(м²·ч); η — удельная нагрузка на подину печи, т/м²; $\tau_{\text{пл}}^{\Sigma}$ — общая продолжительность плавки, ч.

В расчетах величиной $q_{\text{пот}}^{\Sigma}$ можно задаваться в пределах 400—500 МДж/(м²/ч).

Поскольку в двухванных и особенно в мартеновских печах процесс плавки стали всегда имеет большой дефицит тепла, который компенсируется теплом топлива, тепловые потери пересчитывают на расход топлива, и ту часть топлива, которую сжигают на компенсацию тепловых потерь, называют тепловой нагрузкой холостого хода. Она означает количество тепла топлива, которое тратится на поддержание печи при рабочей температуре.

5. Расчеты параметров плавки, изменением которых осуществляют основное регулирование температуры ванны

Кислородные процессы

Как указывалось выше, в кислородных процессах, реализуемых без подвода тепла из внешних источников, основное регулирование температуры ванны осуществляют изменением расхода охладителей — лома и твердых окислителей. В большинстве случаев двухванные печи имеют слабое отопление, а иногда работают и без него. Поэтому указанный принцип справедлив и для процессов в двухванных печах.

Поскольку в кислородных процессах обычно весьма важной задачей является переработка возможно большего количества лома (расходование возможно меньшего количества чугуна), то к расчету расхода охладителей следует подходить так: сначала определять максимально возможный расход лома, когда он является единственным охладителем; затем этот расход несколько уменьшить, приняв в качестве дополнительного охладителя (знаменателя части лома) небольшое количество (до 0,5%) твердого окислителя.

При реализации плавки несколько уменьшенное количество лома загружают в конвертор перед заливкой чугуна, а твердый окислитель дают по ходу продувки, лучше после получения информации с фактическим температурным режимом процесса. Максимально возможный расход лома g_{Σ}^{Σ} , кг (%), рассчитывают по формуле

$$g_{\Sigma}^{\Sigma} = \frac{(\Sigma \Delta H_{\text{чуг}}^{\text{хим}} + 88t_{\text{чуг}} + Q_{\text{ш.о}} + Q_{\Sigma \text{FeO}}^{\text{обр}} + Q_{\text{CO}}^{\text{дож}}) -}{61,9 + 0,88t_{\text{чуг}} + 10^{-2}(\Sigma \Delta H_{\Sigma \text{FeO р.л}}^{\text{разл}} +} \\ \rightarrow \frac{-(Q_{\text{м}}^{\text{физ}} + Q_{\text{шл}}^{\text{физ}} + Q_{\text{г}}^{\text{физ}} + Q_{\text{м}}^{\text{хим}} + A)}{+ \Sigma \Delta H_{\text{чуг}}^{\text{хим}} - \Sigma \Delta H_{\text{л}}^{\text{хим}} - 0,7t_{\text{л}}}, \quad (107)$$

где $\Sigma \Delta H_{\text{чуг}}^{\text{хим}}$ и $\Sigma \Delta H_{\text{л}}^{\text{хим}}$ — количество тепла, выделяющегося при полном окислении примесей 100 кг соответственно чугуна и лома, кДж; $t_{\text{чуг}}$ и $t_{\text{л}}$ — соответственно температура чугуна и лома, °С; 0,88 и 0,7 — удельная теплоемкость жидкого чугуна и твердого лома, кДж/(кг·К); $Q_{\text{ш.о.}}$, $Q_{(\Sigma \text{FeO})}^{\text{обр}}$, $Q_{\text{СО}}^{\text{дож}}$ — приход тепла в результате шлакообразования, образования оксидов железа шлака и дожигания СО до CO_2 , кДж; $Q_{\text{м}}^{\text{физ}}$, $Q_{\text{шл}}^{\text{физ}}$, $Q_{\text{г}}^{\text{физ}}$ — физическое тепло металла, шлака и газов, кДж; $Q_{\text{м}}^{\text{хим}}$ — химическое тепло, которое может выделяться при полном окислении примесей конечного металла, кДж; $\Sigma \Delta H_{(\Sigma \text{FeO})\text{р.л}}^{\text{разл}}$ — тепло, затрачиваемое на полное разложение оксидов железа, содержащихся в 100 кг лома, кДж; A — постоянный член, включающий тепловые потери и другие малозначащие статьи теплового баланса (разложение карбонатов, испарение влаги шихты и т. п.). В расчетах кислородно-конверторных процессов его значением можно задаваться в пределах 6000—7000 кДж для одношлакового режима и для первого периода двухшлакового режима плавки.

В формуле (107) единственной величиной, определение которой не рассматривалось выше, является $\Sigma \Delta H_{(\Sigma \text{FeO})\text{р.л}}^{\text{разл}}$. Ее можно определить по уравнению

$$\Sigma \Delta H_{(\Sigma \text{FeO})\text{р.л}}^{\text{разл}} = 10^{-2} [5278 (\text{Fe}_2\text{O}_3)_{\text{р.л}} + 3707 (\text{FeO})_{\text{р.л}}] n_{\text{р.л}},$$

где $n_{\text{р.л}}$ — содержание оксидов железа в ржавчине (окалине) лома, %. Оно обычно колеблется в пределах 1—4%; $(\text{Fe}_2\text{O}_3)_{\text{р.л}}$ и $(\text{FeO})_{\text{р.л}}$ — содержание соответствующих оксидов в ржавчине лома, %; 5278 и 3707 — тепловой эффект диссоциации Fe_2O_3 и FeO , кДж.

Можно принять, что в ржавчине лома соотношение оксидов железа соответствует Fe_3O_4 , в которой 69,4% Fe_2O_3 и 30,6% FeO . Тогда последняя зависимость упрощается:

$$\Sigma \Delta H_{(\Sigma \text{FeO})\text{р.л}}^{\text{разл}} = 4800 n_{\text{р.л}}. \quad (108)$$

Из многочисленных факторов, влияющих на расход лома в кислородных процессах, решающее значение имеют немногие: тепло физическое (температура) и химиче-

ское (содержание кремния) чугуна, химическое и физическое тепло лома. Так, изменение температуры чугуна на 50° вызывает изменение расхода лома в среднем на 1,5—2%. Примерно такое же изменение расхода лома возможно при изменении содержания кремния на 0,15%.

Максимально возможный расход холодного лома при переделе в кислородных конверторах обычных чугунов с температурой $1325\text{—}1375^\circ\text{C}$ составляет 24—27%. При нагреве лома до $800\text{—}850^\circ\text{C}$ его расход может быть увеличен примерно в 1,5 раза, т. е. доведен до 35—40%.

Нагрев лома ниже $400\text{—}500^\circ\text{C}$ малоэффективен, поскольку при этом накопление физического тепла в ломе не так значительно, а окисление его поверхности получает заметное развитие. Оксиды же железа, накопленные на поверхности лома, во время плавки играют роль охладителя, участвуя в эндотермической реакции окисления углерода чугуна.

При выплавке низкоуглеродистой стали ($[C]_K < 0,1\%$) ввиду выделения дополнительного тепла из-за неизбежного окисления значительного количества железа возможно увеличение расхода холодного лома до 30% и выше.

Расход лома $g_{\text{л}}$, надежно обеспечивающий заданную температуру металла в конце продувки, можно находить по уравнению

$$g_{\text{л}} = \frac{100 (g_{\text{л}}^{\Sigma} - \sigma_{\text{т.о}} g_{\text{т.о}})}{100 - \sigma_{\text{т.о}} g_{\text{т.о}}} \approx g_{\text{л}}^{\Sigma} - \sigma_{\text{т.о}} g_{\text{т.о}}, \quad (109)$$

где $g_{\text{т.о}}$ — расход твердого окислителя, используемого в качестве дополнительного охладителя, кг (%); $\sigma_{\text{т.о}}$ — коэффициент эквивалентности твердого окислителя по отношению к лому. Он показывает, во сколько раз охлаждающий эффект твердого окислителя больше охлаждающего эффекта лома (сколько килограммов лома заменяет 1 кг твердого окислителя).

Коэффициент эквивалентности твердого окислителя может быть рассчитан с достаточной для практических целей точностью по простой формуле

$$\sigma_{\text{т.о}} = 0,062 \text{Fe}_{\text{т.о}}^{\Sigma} - 0,014 (\text{FeO})_{\text{т.о}} - 0,633, \quad (110)$$

где $\text{Fe}_{\text{т.о}}^{\Sigma}$ и $(\text{FeO})_{\text{т.о}}$ — содержания в твердом окислителе железа и его закиси, %.

Обычно $\text{Fe}_{\text{т.о}}^{\Sigma} = 58\text{—}60\%$, $(\text{FeO})_{\text{т.о}} = 5\text{—}15\%$. Поэтому $\sigma_{\text{т.о}} = 3 \div 3,2$.

Как уже указывалось, обычно расход твердого окислителя в качестве дополнительного охладителя не превышает $0,3\text{—}0,5\%$, т. е. фактический расход лома обычно меньше максимально возможного расхода на $1\text{—}1,5\%$.

При производстве стали в кислородных конверторах возможны случаи, когда не ставится задача максимальной переработки лома (практика Японии). Тогда обычно по наличию лома устанавливают тот или иной постоянный расход его на уровне, значительно меньшем обычного (не более $10\text{—}15\%$), и недостающее количество лома заменяют твердым окислителем. Такая практика возможна и при непрерывных сталеплавильных процессах.

В указанных случаях основным охладителем плавки становится твердый окислитель. Его расход можно определить по уравнению (109), решая его относительно расхода твердого окислителя:

$$g_{\text{т.о}} = \frac{100 (g_{\text{л}}^{\Sigma} - g_{\text{л}})}{\sigma_{\text{т.о}} (100 - g_{\text{л}})} \quad (111)$$

При расчетах по последней формуле величины $g_{\text{л}}^{\Sigma}$ и $\sigma_{\text{т.о}}$ определяют соответственно по зависимостям (107) и (110), а величина $g_{\text{л}}$ представляет заданное (принятое) значение расхода лома.

Расчеты, связанные с регулированием температуры ванны, приобретают важное значение и становятся довольно сложными в случаях выплавки в кислородных конверторах особо низкоуглеродистой стали, содержащей менее $0,05\%$ С (см. гл. V).

Мартеновский процесс

Мартеновский процесс с точки зрения выполнения расчетов по регулированию температуры ванны характеризуется рядом особенностей.

Во-первых, как уже указывалось, в мартеновском процессе всегда наблюдается большой дефицит (недостаток) тепла, который компенсируется теплом сжигаемого топлива. Поэтому при выполнении указанных расчетов в первую очередь необходимо определить недоста-

ток тепла на процесс, затем установить время, необходимое для передачи этого тепла ванне.

Во-вторых, мартеновский процесс имеет явно выраженные периоды, и расчеты должны быть выполнены для каждого периода.

При расчете мартеновской плавки в целом и отдельных периодов ее недостаток тепла (тепло топлива $Q_{\text{топ}}^i$) можно рассчитать по уравнению

$$Q_{\text{топ}}^i = Q_{\text{расх}}^{\Sigma} - Q_{\text{прих}}, \quad (112)$$

где $Q_{\text{расх}}^{\Sigma}$ — полный расход тепла на плавку или на ее отдельный период, кДж; $Q_{\text{прих}}$ — приход тепла из всех источников, кроме тепла топлива, кДж.

Зная величины $Q_{\text{топ}}^i$ для каждого периода плавки, легко рассчитать время, необходимое для передачи этого количества тепла:

$$\tau_i = \eta Q_{\text{топ}}^i / q_i, \quad (113)$$

где τ_i — продолжительность периода, ч; η — удельная нагрузка на подину печи, т/м²; q_i — среднее удельное теплоусвоение шихты или жидкой ванны, мДж/(м²·ч) (табл. 8).

Таблица 8

Средние удельные значения теплоусвоения шихты и ванны в различные периоды мартеновской плавки

Период плавки	Теплоусвоение, Мдж/(м ² ·ч), при содержании кислорода в воздушном дутье, %		
	21	24—27	30—40
Завалка и прогрев сыпучих	200—350	300—450	350—500
Завалка и прогрев лома и твердого чугуна	550—700	600—800	650—900
Заливка чугуна и плавление	550—700	600—800	650—900
Доводка	300—450	400—500	450—550
Выдержка после раскисления	120—150	150—200	200—250

Общий недостаток тепла на процесс (тепла топлива) обычно в среднем составляет 1000 МДж/т при ведении мартеновской плавки на жидком чугуне и примерно 1200 МДж/т при работе на твердом чугуне.

Это количество тепла усваивается шихтой или ванной в течение всей плавки, но, как правило, в разных количествах.

СИНХРОНИЗАЦИЯ ПРОЦЕССОВ НАГРЕВА И ОБЕЗУГЛЕРОЖИВАНИЯ МЕТАЛЛА ПО ХОДУ ПЛАВКИ В КИСЛОРОДНЫХ КОНВЕРТОРАХ

1. Общие положения¹

Как указывалось выше, задача синхронизации процессов нагрева и обезуглероживания металла в кислородных конверторах главным образом решается при определении расхода лома и дополнительного охладителя по статической модели плавки, как принято говорить, при шихтовке плавки. Однако возможны неточности в расчетах по шихтовке или отклонения процесса от намеченного при шихтовке. Тогда по ходу и особенно к концу плавки возможно несоответствие между содержанием углерода в металле и его температурой, которое должно быть устранено до завершения процесса, т. е. проведена синхронизация процессов нагрева и обезуглероживания металла по крайней мере при додувке.

При наличии средств получения информации о температуре металла и содержании в нем углерода без остановки продувки синхронизация этих параметров возможна в любой стадии процесса, полностью исключая додувку. Однако окончательные корректировки следует делать лишь к концу продувки, когда лом полностью расплавился. Излагаемый метод синхронизации справедлив для любого варианта получения информации — с повалкой или без повалки конвертора.

В момент плавки, когда определяют содержание углерода в металле и температуру ванны с целью окончательного решения задачи синхронизации этих параметров, наблюдаются три случая (рис. 8):

1) соотношение содержания углерода в металле и температуры ванны отвечает нормальному (намеченному) ходу плавки, т. е. не требуется корректировки хода процесса в смысле дополнительного нагрева или охлаждения ванны. Это соотношение на рис. 8 показано заштрихованной областью I, которую обычно устанавливают экспериментально и которая может изменяться в зависимости от типа процесса и режима проведения плавки при данных конкретных условиях;

2) температура металла для данного содержания углерода выше, чем это необходимо при нормальном ходе

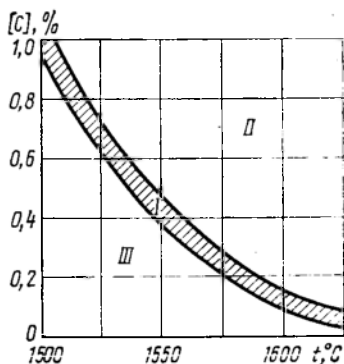
¹ Математическое моделирование, результаты которого изложены в настоящей главе, выполнено Р. А. Вдовиной.

плавки, т. е. произошел перегрев ванны (рис. 8, поле *II*). В этом случае для синхронизации обезуглероживания и нагрева металла требуется дополнительное охлаждение ванны;

3) для данного содержания углерода температура металла ниже требуемой при нормальном ходе плавки, т. е. наблюдается недогрев ванны (рис. 8, поле *III*), который должен быть устранен дополнительным нагревом.

Рис. 8. Схема возможных соотношений содержания углерода в металле и его температуры при синхронизации этих параметров по ходу плавки:

I — область, отвечающая нормальному соотношению, не требующему изменения принятых параметров плавки; *II* — область горячего хода плавки, когда требуется дополнительное охлаждение ванны; *III* — область холодного хода плавки, когда требуется дополнительный нагрев ванны



Поскольку в кислородных конверторах нет подвода тепла из внешних источников, а собственные возможности дополнительного нагрева ванны весьма ограничены, существенные недогревы ванны должны быть исключены еще при планировании плавки (расчете основных параметров по статической модели). Лучше всего иметь небольшой перегрев ванны, который легко может быть снят присадкой в нее охладителя.

Наиболее распространенными охладителями являются твердые окислители — агломерат и окатыши. Это объясняется тем, что они представляют сыпучие и доступные материалы. Однако определение их расхода как охладителя часто представляет сложную задачу, поскольку в области низких содержаний углерода в металле некоторое, причем переменное количество твердого окислителя в ванне не реагирует с углеродом, а растворяется в шлаке (участвует в повышении содержания оксидов железа в шлаке, вызванном уменьшением концентрации углерода). Ввиду этого охлаждающее действие твердых окислителей в общем случае является вели-

чиной переменной. Это обстоятельство и является основной причиной осложнения расчетов.

В качестве охладителя конверторной ванны также могут быть использованы металлизированные окатыши и мелкораздробленный (фрагментированный) лом. С точки зрения упрощения расчетов и управления самим процессом их применение удобнее, поскольку их охлаждающее действие на ванну постоянно. Однако они пока являются дефицитными материалами.

В кислородно-конверторном процессе обычный (нормальный) нагрев ванны в конце продувки происходит в первую очередь за счет тепла реакции окисления углерода кислородом дутья, а также за счет тепла реакции окисления железа, если концентрация углерода в металле низкая, менее 0,1 %, когда одновременно с углеродом неизбежно окисляется большое количество железа (см. гл. III). Этому нормальному нагреву и отвечают соотношения концентраций углерода и температур ванны, охваченные областью I (см. рис. 8).

Для решения задачи синхронизации процессов нагрева и обезуглероживания металла в первую очередь необходимо знать возможный нагрев ванны при окислении 1 % углерода кислородом дутья (с учетом возможного неизбежного окисления железа), а также возможное охлаждение ванны при окислении 1 % углерода кислородом твердого окислителя и при введении в ванну 1 % твердого окислителя.

Перейдем к определению этих величин

2. Возможный нагрев ванны при окислении углерода кислородом дутья

В основу расчета возможного нагрева ванны при окислении 1 % углерода холодным газообразным кислородом положена формула

$$\Delta t_{[C]}^{O_2} = \frac{Q_C^{x,k} + Q_{Fe}^{x,k}}{0,84g_m^k + 2,09g_{шл}^k}, \quad (114)$$

где $\Delta t_{[C]}^{O_2}$ — возможный нагрев, °C/% [C]; $Q_C^{x,k}$ — количество тепла, выделившегося при окислении углерода холодным кислородом, кДж; $Q_{Fe}^{x,k}$ — то же, железа, кДж; g_m^k и $g_{шл}^k$ — конечное количество металла и шлака, кг (%); 0,84 и 2,09 — удельные теплоемкости металла и шлака, кДж/(кг·К),

Каждую из величин, входящих в правую часть уравнения (114), можно определить расчетом, пользуясь нижеприводимыми зависимостями:

$$Q_C^{x.k} = \Delta H_C^{x.k} \Delta [C] = 12480 \Delta [C]; \quad (115)$$

$$Q_{Fe}^{x.k} = \Delta H_{Fe}^{x.k} g_{\Delta(\Sigma FeO)} = 3310 g_{\Delta(\Sigma FeO)}; \quad (116)$$

$$g_M = 100 - 0,75 g_{\Delta(\Sigma FeO)} - \Delta [C]; \quad (117)$$

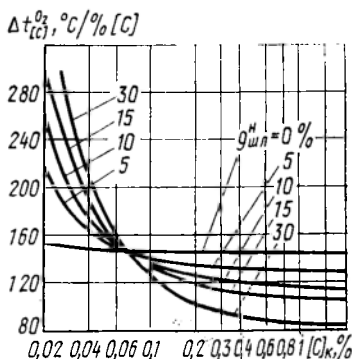
$$g_{шл}^k = g_{шл}^n \frac{100 - (\Sigma FeO)_n}{100 - (\Sigma FeO)_k}, \quad (118)$$

где $\Delta H_C^{x.k}$ — тепловой эффект реакции окисления углерода при температуре ванны холодным кислородом, кДж/кг [C]; $\Delta H_{Fe}^{x.k}$ — средний тепловой эффект образования оксидов железа в кислородных процессах, кДж/кг оксидов; $\Delta [C]$ — количество окислившегося углерода, кг (%); $g_{\Delta(\Sigma FeO)}$ — количество вновь образовавшихся оксидов железа шлака, кг (%); $g_{шл}^n$ — количество шлака в начале корректировки плавки, кг (%); $(\Sigma FeO)_n$ и $(\Sigma FeO)_k$ — содержание оксидов железа в начальном и конечном шлаках, %.

В свою очередь

$$g_{(\Delta \Sigma FeO)} = g_{шл}^n \frac{(\Sigma FeO)_n - (\Sigma FeO)_k}{100 - (\Sigma FeO)_k}. \quad (119)$$

Рис. 9. Закономерности изменения возможного нагрева ванны $\Delta t_{[C]}^{O_2}$ при окислении 1% углерода металла холодным газообразным кислородом от соответствующего начального до конечного содержания его [C]_к при различном количестве начального шлака $g_{шл}^n$



Формулы (115) и (116) составлены на основании зависимости (80). При этом конкретные значения тепловых эффектов приняты в соответствии с данными табл. 7.

Содержание оксидов железа в шлаке может быть определено по формуле (4) или (6).

Используя приведенные зависимости, а также некоторые необходимые дополнительные данные, произведен расчет возможного нагрева ванны при окислении 1% углерода кислородом дутья. Результаты расчета представлены на рис. 9. При выполнении указанных расчетов не учитывали тепловые потери в окружающую среду, поскольку продолжительность периода корректировки (додувки) плавки в конверторах незначительна (несколько минут) и охлаждение ванны за это время не превышает 2—3° С.

Из рис. 9 видно, что в области $[C]_к > 0,3 \div 0,4\%$ величина $\Delta t_{[C]}^{O_2}$ остается примерно постоянной при постоянстве количества шлака, а в области $[C]_к < 0,1\%$ наблюдается существенное повышение $\Delta t_{[C]}^{O_2}$ при снижении $[C]_к$. Это объясняется тем, что при $[C]_к > 0,3 \div 0,4\%$ изменение концентрации углерода в металле почти не вызывает изменение содержания оксидов железа в шлаке, а при $[C]_к < 0,1\%$ уменьшение $[C]_к$ приводит к существенному возрастанию (ΣFeO).

Из рис. 9 также видно, что существует особая область концентрации углерода (0,07—0,08%), при которой количество тепла, выделившееся от окисления железа, равно количеству тепла, необходимому на дополнительный нагрев шлака. Поэтому величина $\Delta t_{[C]}^{O_2}$ не зависит от количества шлака и соответствует случаю окисления углерода без шлака, т. е. без окисления железа ($\sim 145^\circ \text{C}/\% [C]$). При $[C]_к > 0,08\%$, во-первых, величина $\Delta t_{[C]}^{O_2} < 145^\circ \text{C}/\% [C]$; во-вторых, с увеличением количества шлака нагрев ванны уменьшается, поскольку количество выделяющегося от окисления железа тепла меньше его потребности на дополнительный нагрев шлака. При $[C]_к < 0,08\%$, наоборот, чем больше шлака, тем больше нагрев ванны, поскольку в этой области от окисления железа выделяется тепла больше, чем необходимо на нагрев шлака. Поэтому величина $\Delta t_{[C]}^{O_2} > 145^\circ \text{C}/\% [C]$ и может достигать 200—350° С/% [C] и более, т. е. превышать значения, наблюдаемые в области высоких концентраций углерода, в два и более раз, если $[C] < 0,04\%$.

Данными рис. 9 можно пользоваться и при корректировке плавки в двухваннах печах. Однако при этом необходимо данные, приведенные на рис. 9, уменьшить на 10—15%.

Кроме того, фактически наблюдаемые изменения температуры ванны могут быть ниже указанных на рис. 9. Это наблюдается в том случае, когда в период корректировки плавки еще продолжается плавление лома. Поскольку учесть затраты тепла на плавление остатка лома практически невозможно, необходимо загружать в конвертор лом в таких кусках, которые могли бы расплавиться до периода окончательной синхронизации процессов нагрева и обезуглероживания металла.

Для правильной организации управления плавкой важно знать возможный подъем температуры ванны по мере окисления углерода. Такие данные приведены на рис. 10. При его построении приняты следующие начальные параметры: $[C]_{\text{н}} = 1\%$ и $t_{\text{н}} = 1500^\circ\text{C}$, т. е. начальный перегрев металла выше температуры плавления около 50°C .

Как видно из рис. 10, по ходу кислородно-конверторного процесса перегрев металла увеличивается и может превышать обычно принимаемый (необходимый).

Принимаем конечную температуру ванн равной 1620°C . Из рис. 10 видно, что при исходных значениях $[C]_{\text{н}} = 1,0\%$ и $t_{\text{н}} = 1500^\circ\text{C}$ эта температура будет достигнута при $[C]_{\text{к}} \approx 0,1\%$ практически при любом количестве шлака. Следовательно, если в готовой стали требуется именно такое содержание углерода, то синхронность протекания процесса обезуглероживания и нагрева металла будет вполне обеспечена. Если при тех же начальных значениях углерода и температуры требуется получить в металле $0,03\%$ C, то конечная температура может составить $1670\text{—}1770^\circ\text{C}$. Это означает, что при выплавке особо низкоуглеродистой стали неизбежно применение дополнительного охлаждения ванны в конечной стадии плавки, которую желательно начинать при $0,10\text{—}$

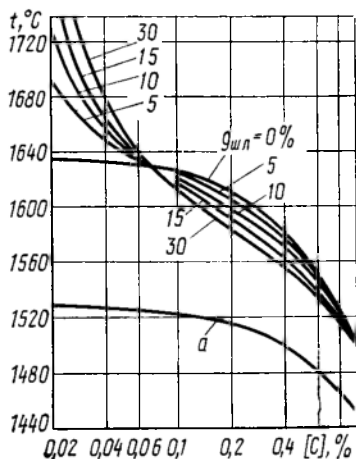


Рис. 10. Возможные изменения температуры конверторной ванны t при изменении концентрации углерода $[C]$ и количества шлака $g_{\text{шл}}$ (a — линия ликвидуса)

0,15% С, когда содержание оксидов железа в шлаке еще умеренное и удалением значительной части шлака из конвертора перед додувкой можно уменьшить количество неизбежно окисляющегося железа в конце процесса (повысить выход годного).

3. Возможное охлаждение ванны при введении в нее твердого окислителя

Твердый окислитель, введенный в ванну, оказывает охлаждающее действие по двум причинам. Во-первых, протекает эндотермическая реакция окисления углерода кислородом оксидов железа твердого окислителя. Во-вторых, тратится тепло на нагрев до температуры ванны восстановленного железа и невосстановленной части твердого окислителя, куда может входить не только пустая порода, но и часть оксидов железа твердого окислителя, переходящая в шлак.

При рассмотрении этого вопроса необходимо различать три характерных случая:

1) введение твердого окислителя в ванну при высоком содержании углерода (более 0,3%), когда оксиды железа твердого окислителя практически полностью расходуются на окисление углерода ввиду весьма незначительного повышения содержания оксидов железа в шлаке. В этом случае наблюдается максимальное охлаждающее действие твердого окислителя;

2) введение твердого окислителя в ванну при $[C] \leq 0,02\%$, когда углерод практически не окисляется, оксиды железа твердого окислителя, как и его пустая порода, практически полностью переходят в шлак, вызывая только чисто физическое воздействие (поглощая тепло на нагрев и расплавление). В этом случае охлаждение ванны минимальное;

3) введение твердого окислителя в ванну при промежуточных концентрациях углерода, когда часть оксидов железа твердого окислителя участвует в окислении углерода, а часть переходит в шлак. При этом чем ближе конечная концентрация углерода в металле к 0,02%, тем больше оксиды железа твердого окислителя переходят в шлак, меньше участвуя в окислении углерода.

При крайних концентрациях углерода ($[C] \geq 0,3\%$ и $[C] \leq 0,02\%$) для регулирования температуры ванны удобно пользоваться величиной возможного охлажде-

ния ее при присадке 1% твердого окислителя, а при промежуточных концентрациях углерода — величиной возможного охлаждения ванны при окислении 1% углерода.

В основу определения любой из этих величин может быть положена формула

$$\Delta t_{\text{т.о}} = \frac{Q_{\text{т.о}}^{\Sigma}}{0,84g_{\text{м}} + 2,09g_{\text{шл}}}, \quad (120)$$

где $Q_{\text{т.о}}^{\Sigma}$ — общий охлаждающий эффект твердого окислителя, кДж.

Охлаждение ванны при введении в нее 1% твердого окислителя

В области $[C] > 0,3\%$, когда кислород оксидов железа твердого окислителя практически полностью тратится на окисление углерода, общий охлаждающий эффект приближенно (для области температур 1550—1650° С, содержания в твердом окислителе 5—15% FeO) можно определять по формуле

$$Q_{\text{т.о}}^{\Sigma} = Q_{\text{т.о}}^{\text{max}} = 89\text{Fe}_{\text{т.о}}^{\Sigma} - 1360, \quad (121)$$

где $\text{Fe}_{\text{т.о}}^{\Sigma}$ — общее содержание железа в твердом окислителе, %.

Тогда, приняв $g_{\text{м}} = 100$ кг, зависимость (120) можно записать так:

$$\Delta t_{\text{т.о}}^{\text{max}} = \frac{89\text{Fe}_{\text{т.о}}^{\Sigma} - 1360}{84 + 2,09g_{\text{шл}}}. \quad (122)$$

Последняя зависимость графически представлена на рис. 11. Как видно из этого рисунка, в общем случае в зависимости от количества шлака и содержания железа в твердом окислителе охлаждение ванны при введении 1% твердого окислителя может изменяться в очень широких пределах — от 25 до 50° С. В практике сталеварения обычно $g_{\text{шл}} = 5\text{—}15\%$ и $\text{Fe}_{\text{т.о}}^{\Sigma} = 58\text{—}64\%$. Поэтому обычно $\Delta t_{\text{т.о}} = 35\text{—}45^\circ \text{С}/\%$. При сугубо ориентировочных расчетах, учитывая наблюдаемое снижение $\text{Fe}_{\text{т.о}}^{\Sigma}$, можно принимать $\Delta t_{\text{т.о}}^{\text{max}} = 35\text{—}40^\circ \text{С}/\%$.

В области $[C] \leq 0,02\%$, когда оксиды железа твердого окислителя практически полностью переходят в шлак,

можно принять $Q_{\text{т.о}}^{\Sigma} = 1880$ кДж/кг твердого окислителя. При определении этой величины учитывали тепло на нагрев и расплавление твердого окислителя, тепло диссоциации части Fe_2O_3 до FeO и тепло взаимодействия кислорода, выделяющегося при диссоциации, с железом,

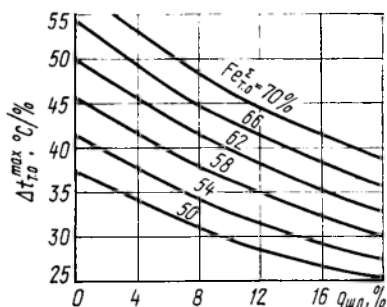


Рис. 11. Охлаждение ванны при полном взаимодействии оксидов железа 1% твердого окислителя с углеродом металла в зависимости от количества шлака $g_{\text{шл}}$ и общего содержания железа в твердом окислителе

$\text{Fe}_{\text{т.о}}^{\Sigma}$ ($\text{FeO}_{\text{т.о}} = 10\%$)

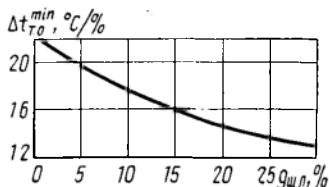


Рис. 12. Зависимость от количества шлака $g_{\text{шл}}$ охлаждения ванны при растворении в шлаке 1% твердого окислителя ($\text{Fe}_{\text{т.о}}^{\Sigma} = 60\%$; $\text{FeO}_{\text{т.о}} = 10\%$) без взаимодействия с углеродом

образуя FeO и Fe_2O_3 в соотношении 2:1 (как в шлаке кислородных процессов).

Подставив в зависимость (120) принятое выше значение $Q_{\text{т.о}}^{\Sigma}$ и $g_{\text{м}} = 100$ кг, получим формулу для определения возможного охлаждения ванны в области $[\text{C}] \leq 0,02\%$:

$$\Delta t_{\text{т.о}}^{\text{min}} = \frac{1880}{84 + 2,09g_{\text{шл}}} \quad (123)$$

Зависимость (123) графически изображена на рис. 12, из которого видно, что минимально возможное охлаждение ванны при введении 1% твердого окислителя тоже может изменяться в широких пределах, если количество шлака изменяется. Для обычных средних значений количества шлака 10—15% величина $\Delta t_{\text{т.о}}^{\text{min}} = 16—17^\circ \text{C}/\%$, т. е. примерно в 2—2,5 раза меньше $\Delta t_{\text{т.о}}^{\text{max}}$.

В области концентраций углерода от 0,02—0,025 до 0,3—0,4%, когда оксиды железа твердого окислителя расходуются как на окисление углерода, так и на повы-

шение окисленности шлака, величина $Q_{\text{т.о}}^{\Sigma}$ изменяется от $Q_{\text{т.о}}^{\min} \approx 1880$ кДж до $Q_{\text{т.о}}^{\max} \approx 3500 \div 4500$ кДж.

В основу определения $\Delta t_{\text{т.о}}$ для рассматриваемой области может быть положено уравнение баланса кислорода

$$g_{\text{O}_{2\text{т.о}}}^{\Sigma} = g_{\text{O}_{2\text{т.о}}}^{\Delta[\text{C}]} + g_{\text{O}_{2\text{т.о}}}^{\Delta(\Sigma\text{FeO})}, \quad (124)$$

где $g_{\text{O}_{2\text{т.о}}}^{\Sigma}$ — общее количество кислорода твердого окислителя (в виде оксидов железа), кг (%); $g_{\text{O}_{2\text{т.о}}}^{\Delta[\text{C}]}$ — количество кислорода твердого окислителя, затрачиваемое на окисление углерода, кг (%); $g_{\text{O}_{2\text{т.о}}}^{\Delta(\Sigma\text{FeO})}$ — то же, затрачиваемое на повышение концентрации оксидов железа в шлаке, кг (%).

В свою очередь

$$g_{\text{O}_{2\text{т.о}}}^{\Sigma} = 10^{-2} g_{\text{т.о}} (0,4\text{Fe}_{\text{т.о}}^{\Sigma} - 0,11\text{FeO}_{\text{т.о}}); \quad (125)$$

$$g_{\text{O}_{2\text{т.о}}}^{\Delta[\text{C}]} = \alpha_{\text{C}} ([\text{C}]_{\text{н}} - [\text{C}]_{\text{к}}); \quad (126)$$

$$g_{\text{O}_{2\text{т.о}}}^{\Delta(\Sigma\text{FeO})} = \frac{10^{-4} \text{O}_{\text{т.о}}}{100 - (\Sigma\text{FeO})_{\text{н}}} \{ 100 g_{\text{шл}} [(\Sigma\text{FeO})_{\text{к}} - (\Sigma\text{FeO})_{\text{н}}] + g_{\text{т.о}} (\Sigma\text{FeO})_{\text{к}} (100 - 1,43\text{Fe}_{\text{т.о}}^{\Sigma} + 0,11\text{FeO}_{\text{т.о}}) \}. \quad (127)$$

В формуле (127) $\text{O}_{\text{т.о}}$ — содержание кислорода в оксидах железа твердого окислителя. В дальнейших расчетах принято $\text{O}_{\text{т.о}} = 25\%$.

Подставив в уравнение (124) значения $g_{\text{O}_{2\text{т.о}}}^{\Sigma}$, $g_{\text{O}_{2\text{т.о}}}^{\Delta[\text{C}]}$ и $g_{\text{O}_{2\text{т.о}}}^{\Delta(\Sigma\text{FeO})}$ из последних формул и приняв во внимание зависимость α_{C} и (ΣFeO) от $[\text{C}]_{\text{к}}$, после преобразования для $g_{\text{т.о}} = 1\%$ получим

$$87,5 [\text{C}]_{\text{н}} [\text{C}]_{\text{к}}^2 - (87,5 [\text{C}]_{\text{н}}^2 - 14,06 [\text{C}]_{\text{н}} - 0,1 g_{\text{шл}}) [\text{C}]_{\text{к}} - (0,12 + 0,1 g_{\text{шл}} - 0,6 [\text{C}]_{\text{н}}) [\text{C}]_{\text{н}} = 0. \quad (128)$$

В рассматриваемой области концентраций углерода в металле основным фактором, влияющим на $Q_{\text{т.о}}^{\Sigma}$, является конечное содержание углерода, поскольку от него зависит изменение содержания оксидов железа в шлаке, следовательно, и $g_{\text{O}_{2\text{т.о}}}^{\Delta(\Sigma\text{FeO})}$. По отношению $[\text{C}]_{\text{к}}$ уравнение (128) является квадратным:

$$a [\text{C}]_{\text{к}}^2 + b [\text{C}]_{\text{к}} - c = 0. \quad (128a)$$

Постоянные этого уравнения a , b и c зависят от $[C]_{\text{н}}$ и $g_{\text{шл}}$. Следовательно, задаваясь ими, по уравнению (128) или (128а), можно вычислить $[C]_{\text{к}}$ (положительный корень уравнения). После этого легко найти количество окисленного углерода $\Delta[C] = [C]_{\text{н}} - [C]_{\text{к}}$, которое будет иметь место при введении в ванну 1% твердого окислителя. Пересчитав это на $g_{\text{O}_{2,\text{т.о}}}^{\Delta[C]}$ и найдя $g_{\text{O}_{2,\text{т.о}}}^{\Sigma}$ по формуле (125) для $\text{Fe}_{\text{т.о}}^{\Sigma} = 60\%$ и $\text{FeO}_{\text{т.о}} = 10\%$, определяем $g_{\text{O}_{2,\text{т.о}}}^{\Delta(\Sigma\text{FeO})}$.

По полученным значениям $g_{\text{O}_{2,\text{т.о}}}^{\Delta[C]}$ и $g_{\text{O}_{2,\text{т.о}}}^{\Delta(\Sigma\text{FeO})}$ находим

$$\Delta t_{\text{т.о}} = \frac{100}{\text{O}_{\text{т.о}}} (\Delta t_{\text{т.о}}^{\text{max}} g_{\text{O}_{2,\text{т.о}}}^{\Delta[C]} + \Delta t_{\text{т.о}}^{\text{min}} g_{\text{O}_{2,\text{т.о}}}^{\Delta(\Sigma\text{FeO})}). \quad (129)$$

Результаты расчетов по изложенной выше схеме для $\text{O}_{\text{т.о}} = 25\%$ приведены на рис. 13. На нем также приведено возможное изменение концентрации углерода при введении в ванну 1% твердого окислителя.

Из рис. 13 видно, что как охлаждающее, так и окислительное действие твердого окислителя резко падает при концентрациях углерода менее 0,2%, что должно быть обязательно учтено при синхронизации процессов нагрева и обезуглероживания металла.

Например, если принять $g_{\text{шл}} = 10\%$, то при $[C]_{\text{н}} = 0,6\%$, согласно рис. 13, $\Delta t_{\text{т.о}} \approx 37^\circ \text{C}/\%$ и $\Delta[C] \approx 0,16\%$, а при $[C]_{\text{н}} = 0,1\%$ $\Delta t_{\text{т.о}} \approx 24^\circ \text{C}/\%$ и $\Delta[C] \approx 0,04\%$.

Охлаждение ванны при окислении 1% углерода кислородом твердого окислителя

Возможное охлаждение ванны при окислении 1% $[C]$ кислородом только твердого окислителя можно определить также по формуле (120), но величину $Q_{\text{т.о}}^{\Sigma}$ следует рассчитывать по уравнению

$$Q_{\text{т.о}}^{\Sigma} = Q_{\text{т.о}}^{[C]} + Q_{\text{т.о}}^{\Delta(\Sigma\text{FeO})}, \quad (130)$$

где $Q_{\text{т.о}}^{[C]}$ — тепло, затрачиваемое на усвоение твердого окислителя, расходуемого на окисление 1% углерода, кДж; $Q_{\text{т.о}}^{\Delta(\Sigma\text{FeO})}$ — тепло, затрачиваемое на усвоение твердого окислителя, неизбежно расходуемого на повышение содержания оксидов железа в шлаке при снижении содержания углерода на 1%.

Величину $Q_{T.O}^{[C]}$ находим по формуле (121), приняв $Fe_{T.O}^{\Sigma} = 60\%$:

$$Q_{T.O}^{[C]} = 89Fe_{T.O}^{\Sigma} - 1360 = 89 \cdot 60 - 1360 = 3980 \text{ кДж.}$$

При некоторых упрощениях для определения $Q_{T.O}^{\Delta(\Sigma FeO)}$ можно принять уравнение

$$Q_{T.O}^{\Delta(\Sigma FeO)} = Q_{T.O}^{\min} g_{T.O}^{\Delta(\Sigma FeO)}, \quad (131)$$

где $Q_{T.O}^{\min}$ — количество тепла, поглощаемого при растворении 1% твердого окислителя в шлаке, кДж/%. Оно

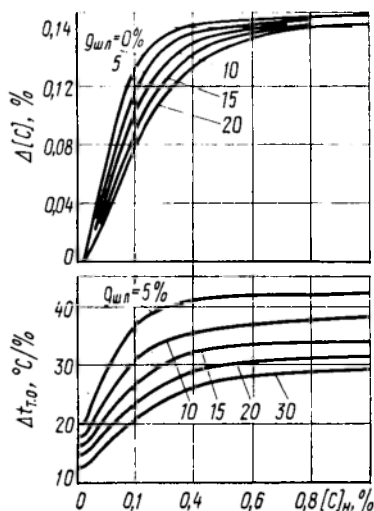


Рис. 13. Влияние изменения начальной концентрации углерода $[C]_H$ и количества шлака $g_{шл}$ на изменение температуры ванны $\Delta t_{T.O}$ и концентрации углерода $\Delta[C]$ при введении 1% твердого окислителя ($Fe_{T.O}^{\Sigma} = 60\%$, $FeO_{T.O} = 10\%$)

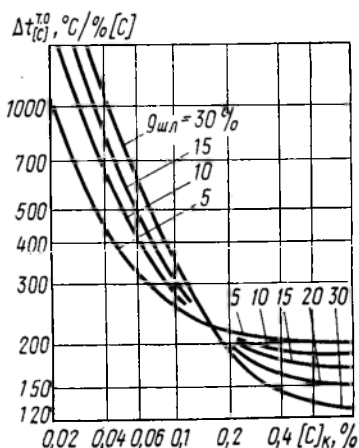


Рис. 14. Возможное охлаждение ванны $\Delta t_{[C]}^{T.O}$ при окислении 1% углерода только кислородом твердого окислителя от соответствующего начального содержания до конечного $[C]_K$ и при переменном количестве шлака $g_{шл}$

было найдено выше и может быть в среднем принято 1880 кДж/%; $g_{T.O}^{\Delta(\Sigma FeO)}$ — количество твердого окислителя, расходуемого на повышение концентрации оксидов железа в шлаке, кг (%).

В свою очередь

$$g_{T.O}^{\Delta(\Sigma FeO)} = g_{шл} \frac{(\Sigma FeO)_K - (\Sigma FeO)_H}{100 - (\Sigma FeO)_K} \cdot \frac{O_{(\Sigma FeO)}}{O_{T.O}}, \quad (132)$$

где $O_{(\Sigma FeO)}$ и $O_{т.о}$ — содержание кислорода в оксидах железа шлака и в твердом окислителе, %.

При отношении $(FeO) : (Fe_2O_3) = 2 : 1$ $O_{(\Sigma FeO)} \approx 25\%$, а при $Fe_{т.о}^{\Sigma} = 60\%$ $O_{т.о} \approx 25\%$. Поэтому можно принять, что

$$g_{т.о}^{\Delta(\Sigma FeO)} = g_{шл} \frac{(\Sigma FeO)_{к} - (\Sigma FeO)_{н}}{100 - (\Sigma FeO)_{к}}. \quad (133)$$

Подставив в уравнение (131) значения $Q_{т.о}^{min}$ и $g_{т.о}^{\Delta(\Sigma FeO)}$ с учетом зависимости (6), получим

$$Q_{т.о}^{\Delta(\Sigma FeO)} = 1880 g_{шл} \frac{[C]_{н} - [C]_{к}}{[C]_{н} (97,8 [C]_{к} - 1)}. \quad (134)$$

Поскольку расчеты ведем для случая окисления 1% углерода, то $[C]_{н} - [C]_{к} = 1\%$, а $[C]_{н} = [C]_{к} + 1$. Поэтому

$$Q_{т.о}^{\Delta(\Sigma FeO)} = \frac{1880 g_{шл}}{([C]_{к} + 1) (97,8 [C]_{к} - 1)}; \quad (135)$$

$$Q_{т.о}^{\Sigma} = 3980 + \frac{1880 g_{шл}}{97,8 [C]_{к}^2 - 96,8 [C]_{к} - 1}. \quad (136)$$

Из зависимости (120) путем замены $Q_{т.о}^{\Sigma}$ из последнего уравнения окончательно находим

$$\Delta t_{[C]}^{т.о} = \frac{3980}{84 + 2,09 g_{шл}} + \frac{1880 g_{шл}}{(84 + 2,09 g_{шл}) (97,8 [C]_{к}^2 - 96,8 [C]_{к} - 1)}. \quad (137)$$

Уравнение (137) графически представлено на рис. 14, из которого видно, что в зависимости от конечного содержания углерода величина $\Delta t_{[C]}^{т.о}$ может изменяться на порядок.

В области $[C]_{к} > 0,4\%$ величина $\Delta t_{[C]}^{т.о}$ практически зависит только от количества шлака и при $g_{шл} = 5-15\%$ составляет $170-200^{\circ} C/\% [C]$.

В области $[C]_{к} < 0,1\%$ влияние $[C]_{к}$ становится преобладающим. Например, если $g_{шл} = 15\%$, то при $[C]_{к} = 0,1\%$ и $[C]_{н} = 1,1\%$ $\Delta t_{[C]}^{т.о} = 300^{\circ} C/\%$, $[C]$, при $[C]_{к} = 0,05\%$ и $[C]_{н} = 1,05\%$ $\Delta t_{[C]}^{т.о} \approx 650^{\circ} C/\% [C]$.

Конечно, на практике не бывает случаев, когда требуется охлаждение ванны на сотни градусов. Следовательно, нет необходимости в окислении 1% углерода

только кислородом твердого окислителя. Данные рис. 14 важны при расчетах по регулированию температуры ванны окислением углерода комбинированным окислителем — кислородным дутьем и твердым окислителем.

4. Регулирование температуры ванны комбинированием кислорода дутья и твердого окислителя для окисления углерода

Из изложенного выше ясно, что комбинированием кислорода дутья и твердого окислителя при окислении углерода возможно обеспечить регулирование температуры ванны в очень широких пределах, особенно в области $[C]_K < 0,1\%$. При необходимости процесс окисления углерода возможно провести и без изменения температуры ванны.

В регулировании температуры ванны по рассматриваемому методу основная задача сводится к определению расхода твердого окислителя $g_{т.о}$ в комбинированном окислителе. В основу ее решения может быть положено уравнение

$$g_{т.о} = \frac{100}{O_{т.о}} g_{O_2}^{\Sigma} \frac{\Delta [C]_{т.о}}{\Delta [C]}, \quad (138)$$

где $O_{т.о}$ — содержание кислорода в твердом окислителе, %; $g_{O_2}^{\Sigma}$ — общий расход кислорода на окисление углерода и железа, кг (%); $\Delta [C]$ — общее снижение концентрации углерода в металле, %; $\Delta [C]_{т.о}$ — часть удаляемого углерода, которая должна быть окислена кислородом твердого окислителя, %.

В дальнейших расчетах для простоты принято $O_{т.о} = 25\%$, т. е. формула (138) принимает вид

$$g_{т.о} = 4 g_{O_2}^{\Sigma} \frac{\Delta [C]_{т.о}}{\Delta [C]}. \quad (139)$$

В этой зависимости $\Delta [C]$ — величина известная ($\Delta [C] = [C]_H - [C]_K$). Значения $g_{O_2}^{\Sigma}$, как было показано выше (см. гл III), можно вычислять по формуле

$$\begin{aligned} g_{O_2}^{\Sigma} &= g_{O_2}^{[C]} + g_{O_2}^{\Delta(\Sigma FeO)} = \\ &= 1,46 ([C]_H - [C]_K) + 0,225 g_{шл} \frac{[C]_H - [C]_K}{[C]_H (88 [C]_K - 0,9)}. \end{aligned} \quad (140)$$

Величина $\Delta [C]_{т.о}$ может быть определена из уравнения

$$\Delta t_{\phi} = \Delta t_{[C]}^{O_2} \Delta [C]_{O_2} - \Delta t_{[C]}^{T.O} \Delta [C]_{T.O},$$

где Δt_{ϕ} — фактически необходимое изменение температуры ванны ($\Delta t_{\phi} = t_k - t_n$), °C; $\Delta t_{[C]}^{O_2}$ и $\Delta t_{[C]}^{T.O}$ — возможные относительные изменения температуры ванны при окислении 1% углерода соответственно кислородом дутья и твердого окислителя, °C/% [C]. Они были определены выше.

Решая последнее уравнение относительно искомой величины и учитывая, что $\Delta [C]_{O_2} = \Delta [C] - \Delta [C]_{T.O}$, получим

$$\Delta [C]_{T.O} = \frac{\Delta t_{[C]} \Delta [C] - \Delta t_{\phi}}{\Delta t_{[C]}^{O_2} + \Delta t_{[C]}^{T.O}}. \quad (141)$$

Для случая окисления углерода без изменения температуры ($\Delta t_{\phi} = 0$)

$$\Delta [C]_{T.O} = \frac{\Delta t_{[C]}^{O_2} \Delta [C]}{\Delta t_{[C]}^{O_2} + \Delta t_{[C]}^{T.O}}. \quad (142)$$

В области $[C] > 0,4\%$ $\Delta t_{[C]}^{O_2}$ и $\Delta t_{[C]}^{T.O}$ практически зависят только от количества шлака и при $g_{шл} = 10\%$ можно принять $\Delta t_{[C]}^{O_2} \approx 120$ и $\Delta t_{[C]}^{T.O} \approx 180^\circ \text{C}/\% [C]$. Следовательно:

$$\Delta [C]_{T.O} = 0,4 \Delta [C], \quad (143)$$

т. е. для обеспечения окисления углерода без изменения температуры ванны в области $[C] > 0,4\%$ необходимо примерно 40% его удалять кислородом твердого окислителя и 60% кислородом дутья.

В области низких концентраций углерода, особенно при $[C] < 0,2\%$, величины $\Delta t_{[C]}^{O_2}$ (см. рис. 9) и $\Delta t_{[C]}^{T.O}$ (см. рис. 14) существенно изменяются с изменением $[C]_k$. Поскольку изменение $\Delta t_{[C]}^{T.O}$ сильнее изменения $\Delta t_{[C]}^{O_2}$, то в рассматриваемой области доля углерода, окисляемого твердым окислителем, несколько меньше. Однако ввиду резкого увеличения общего расхода кислорода $g_{O_2}^{\Sigma}$ в области $[C] < 0,2\%$ расход твердого окислителя на окисление одного и того же количества углерода $\Delta [C]$ возрастает.

Используя вышеприведенные формулы, были выполнены расчеты применительно к окислению 0,1% [C] ($\Delta [C] = 0,1\%$). Результаты расчетов общего расхода

кислорода приведены на рис. 15, расхода твердого окислителя — на рис. 16 и расхода дутья — на рис. 17.

Как видно из рис. 15, в области высоких концентраций углерода общий расход кислорода на окисление

Рис. 15. Зависимость общего расхода кислорода $g_{\Sigma}^{\text{кисл}}$ на окисление 0,1% углерода от конечной концентрации его $[C]_K$ и количества шлака $g_{\text{шл}}$

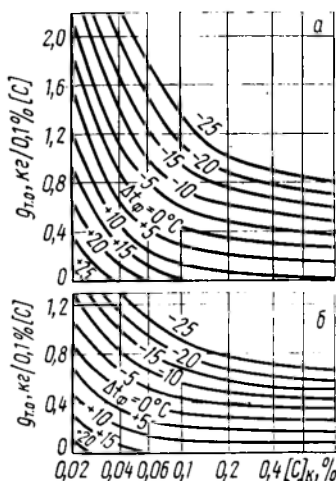
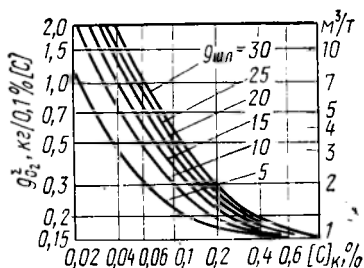


Рис. 16. Зависимость расхода твердого окислителя на окисление 0,1% углерода от конечной концентрации его $[C]_K$ и требуемого изменения температуры ванны Δt_{Φ} : плюс — необходим нагрев; минус — охлаждение; а — для количества шлака 15%; б — то же, 5%

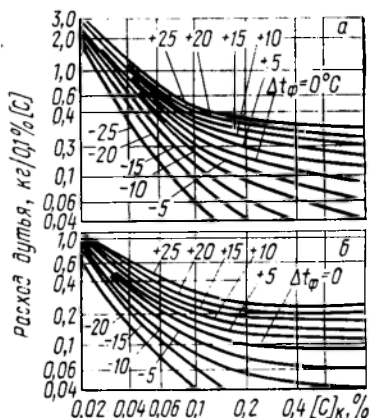


Рис. 17. Зависимость расхода дутья на окисление 0,1% углерода от конечной концентрации его $[C]_K$ и требуемого изменения температуры ванны Δt_{Φ} (обозначения см. на рис. 16)

0,1% С при любом количестве шлака примерно одинаков и составляет около 0,15%, или 1 м³/т. В области же низких концентраций углерода этот расход может увеличиться на порядок.

Из рис. 16 видно, что расход твердого окислителя на окисление 0,1% углерода также существенно зависит от количества шлака и особенно конечной концентрации его, если эта концентрация менее 0,1%.

Изменение расхода дутья (рис. 17) аналогично изменению расхода твердого окислителя. Различие лишь в том, что при необходимости нагрева увеличивается рас-

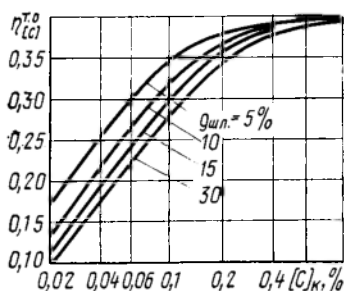


Рис. 18. Доля углерода, окисляемого кислородом твердого окислителя, $\eta_{[C]}^{т.о.}$ при проведении обезуглероживания без изменения температуры ванны

ход дутья, а в случае охлаждения — твердого окислителя.

Практический и теоретический интерес представляют закономерности изменения доли углерода, окисляемого кислородом твердого окислителя в случае проведения обезуглероживания металла без изменения температуры ванны. Если эту величину обозначить $\eta_{[C]}^{т.о.}$, то, учитывая структуру формулы (142), можно записать

$$\eta_{[C]}^{т.о.} = \frac{\Delta t_{[C]}^{O_2}}{\Delta t_{[C]}^{O_2} + \Delta t_{[C]}^{т.о.}} \quad (144)$$

Результаты расчетов, выполненных по этой формуле, с учетом значений $\Delta t_{[C]}^{O_2}$ и $\Delta t_{[C]}^{т.о.}$, взятых соответственно из рис. 9 и 14, приведены на рис. 18.

Из рис. 18 видно, что в области высоких концентраций углерода $\eta_{[C]}^{т.о.}$ — постоянная и равна примерно 0,4. При снижении конечного содержания углерода величина $\eta_{[C]}^{т.о.}$ снижается, причем при $[C]_{к.} \approx 0,03\%$ она примерно в два раза ниже, чем в области высоких концентраций.

5. Возможное охлаждение ванны при использовании лома и металлизированных окатышей

Охлаждающее действие лома и металлизированных окатышей примерно одинаково, поэтому их расход как охладителя можно определить по одной формуле.

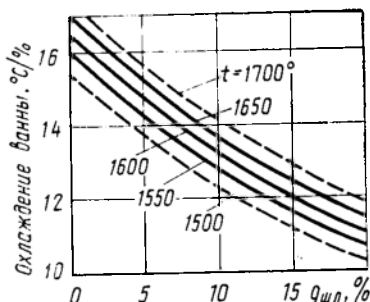


Рис. 19. Зависимость возможного охлаждения ванны при введении в нее 1% лома (металлизированных окатышей) от количества шлака $g_{шл}$ и температуры ванны t

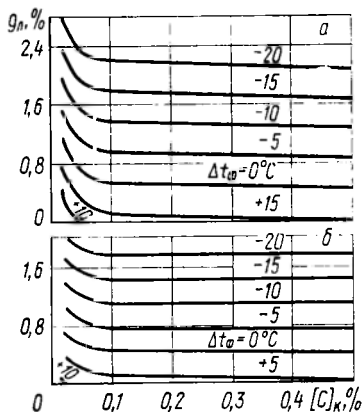


Рис. 20. Зависимость расхода лома от конечной концентрации углерода $[C]_к$ и требуемого изменения температуры ванны Δt_{ϕ} при окислении 0,05% углерода кислородом цутия (обозначения см. на рис. 16)

Возможное охлаждение ванны при введении в нее 1% лома можно рассчитать по следующей, несколько упрощенной зависимости

$$\Delta t_{л} = \frac{54,8 + 0,84t}{0,84g_{м} + 2,09g_{шл}}, \quad (145)$$

где t — конечная температуры ванны, °C; $g_{м}$ и $g_{шл}$ — начальные количества металла и шлака, кг; 0,94 и 2,09 — удельные теплоемкости жидкого металла и шлака, кДж/(кг·K).

Результаты расчета по формуле (145) при $g_{м} = 100$ кг приведены на рис. 19.

В кислородном конвертере количество шлака обычно составляет 12—15%. Поэтому охлаждающее действие лома 12—13° C/%, а в ковше, где количество шлака всего несколько процентов, 15—16° C/%.

Как видно, охлаждающее действие лома примерно в

три раза меньше охлаждающего действия твердого окислителя.

Расход лома (металлизированных окатышей) как дополнительного охладителя при окислении углерода кислородом дутья может быть рассчитан по формуле

$$g_{\text{л}} = \frac{1}{\Delta t_{\text{л}}} (\Delta t_{[\text{C}]}^{\text{O}_2} \Delta [\text{C}] - \Delta t_{\text{ф}}). \quad (146)$$

Последняя зависимость с учетом уравнения (145) графически представлена на рис. 20 для количества шлака 5 и 15% и $\Delta [\text{C}] = 0,05\%$. Как видим, расход лома (металлизированных окатышей) возрастает лишь при $[\text{C}] < 0,05\%$.

Глава VI

ПРИМЕР РАСЧЕТА ПЛАВКИ ПРИ ПЕРЕДЕЛЕ ОБЫЧНЫХ ЧУГУНОВ В КИСЛОРОДНЫХ КОНВЕРТОРАХ

1. Исходные данные

Требуется выполнить расчет выплавки стали СтЗкп в кислородном конверторе емкостью 400 т при следующих условиях.

Жидкий чугун имеет температуру 1350° С и химический состав, приведенный в табл. 9.

Таблица 9

Химический состав металлических материалов, %

Наименование	C	Si	Mn	P	S	Fe
Чугун жидкий	4,300	0,800	0,700	0,150	0,050	94,00
Лом	0,20	0,15	0,50	0,040	0,040	99,07
Ферромарганец Mn3	6,00	1,00	78,00	0,300	0,020	14,68
Готовая сталь СтЗкп	0,14— 0,22	Следы	0,30— 0,60	< 0,040	< 0,035	—

В качестве основного охладителя применяется лом (табл. 9), дополнительного охладителя — окатыши (табл. 10), основного флюса — известь (табл. 10), до-

Таблица 10

Химический состав неметаллических материалов, %

Материал	SiO ₂	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	FeO	MnO	CaO
Окатыши	5,0	2,0	86,0	1,3	0,1	3,5
Шлак миксерный	47,5	6,5	1,4	4,0	8,0	27,5
Известь	2,0	0,8	—	—	—	85,0
Боксит	12,0	51,0	25,0	—	—	1,0
Футеровка	3,4	1,4	2,1	—	—	40,3

Материал	MgO	P ₂ O ₅	S	CO ₂	H ₂ O
Окатыши	1,0	0,05	0,05	—	1,0
Шлак миксерный	4,5	0,2	0,4	—	—
Известь	2,0	0,1	0,1	9,0	1,0
Боксит	0,2	0,1	0,1	2,0	8,6
Футеровка	52,8	—	—	—	—

полнительного флюса — боксит (табл. 10). Раскисление стали производится ферромарганцем (табл. 9) в ковше. Футеровка конвертора — смолодоломитовая (табл. 10).

Основную часть теоретических расчетов плавки стали удобно вести на 100 кг исходной металлической шихты (чугуна и лома), т. е. расход материалов и тепла, а также выход продуктов плавки и тепла удобно выражать в килограммах и килоджоулях на 100 кг металлошихты. В дальнейших расчетах для краткости размерность кг/100 кг металлошихты (% от массы металлошихты) обозначена через кг, а кДж/100 кг металлошихты — через кДж. В конце расчета все основные показатели плавки пересчитывают на заданную емкость агрегата.

2. Предварительные расчеты

Материалы из малозначащих источников, участвующие в плавке

Малозначащими источниками поступления материалов в ванну являются футеровка конвертора, миксерный или доменный шлак, попадающий с жидким чугу-

ном, засорения (мусор) и окалина (ржавчина) лома. Этими материалами при плавке (формировании шлака) пренебрегать нельзя. В то же время учет влияния их на ход и результаты плавки можно упростить, приняв постоянные значения поступления их в шлак. К этой же категории относится дополнительный флюс, в качестве которого обычно применяется боксит и плавиковый шпат.

Количество засорений в ломе обычно составляет 1—3%, и условно можно считать, что засорения состоят из 75% SiO_2 и 25% Al_2O_3 . Количество окалины (ржавчины) в ломе обычно составляет 1—4%, и можно считать, что нелетучая часть окалины состоит из Fe_3O_4 (69% Fe_2O_3 и 31% FeO).

Расход лома в кислородно-конверторном процессе обычно составляет 20—30%. Поэтому количество засорений в ломе может быть равным 0,25—0,75%.

Обычно расход футеровки конвертора составляет 0,7—1,3 кг (%), боксита 0,6—1,0 кг, миксерного шлака 0,5—1,2 кг.

Для дальнейших расчетов принимаем расход на плавку и участие в образовании шлака: футеровки конвертора 1,0 кг*, миксерного шлака 0,8 кг, боксита 0,8 кг, мусора лома 0,4 кг.

Определение общего количества образующегося шлака

Основной целью предварительных расчетов является установление шлакового режима плавки, т. е. выяснение возможности ведения процесса по одношлаковому варианту. Для этого необходимо хотя бы ориентировочно определить количество неизбежно образующегося шлака.

Ориентировочное количество шлака $g'_{\text{шл}}$ определяем по формуле (7) $g'_{\text{шл}} = 2B [1,7 ([\text{Si}]_{\text{чуг}} + [\text{Si}]_{\text{л}}) + g_{\text{SiO}_2}^{\text{дп}}]$.

Известно $[\text{Si}]_{\text{чуг}} = 0,70\%$; $[\text{Si}]_{\text{л}} = 0,15\%$ (см. табл. 9). Для кислородно-конверторного процесса $g_{\text{SiO}_2}^{\text{дп}} = 0,7 \div 1,3$ кг; $B = 2,5 \div 3,5$ (при переделе низкофосфористых чугунов). Принимаем $g_{\text{SiO}_2}^{\text{дп}} = 1,2$ кг; $B = 3$. Тогда

$$g'_{\text{шл}} = 2 \cdot 3 [1,7 (0,70 + 0,15) + 1,20] = 15,846 \text{ кг.}$$

* В это количество входит и магнезит, применяемый для факельного торкретирования футеровки конвертора.

Определение возможной степени дефосфорации

Остаточное содержание фосфора в металле $[P]_{\text{ост}}$ определяем по формуле (11), заменив $\Sigma P_{\text{ших}}$ на $[P]_{\text{чуг}}$:

$$[P]_{\text{ост}} = \frac{100 [P]_{\text{чуг}}}{g'_m + 0,437 L'_p g'_{\text{шл}}}.$$

Известно $[P]_{\text{чуг}} = 0,15\%$; $g'_{\text{шл}} = 15,846$ кг. При переделе обычных чугунов $L'_p = 40-80$, а выход жидкого металла $g'_m = 88-92$ кг. Принимаем $L'_p = 60$; $g'_m = 90$ кг. Тогда

$$[P]_{\text{ост}} = \frac{100 \cdot 0,15}{90 + 0,437 \cdot 60 \cdot 15,846} = 0,03\%.$$

В готовой стали допустимо содержание фосфора до $0,040\%$ (см. табл. 9). Следовательно, требуемая степень дефосфорации металла вполне может быть обеспечена при одношлаковом процессе.

Определение возможной степени десульфурации

Остаточное содержание серы в металле $[S]_{\text{ост}}$ определяем по формуле (13), заменив $\Sigma S_{\text{ших}} + \Sigma S_{\text{др}}$ на $[S]_{\text{чуг}}$:

$$[S]_{\text{ост}} = \frac{100 ([S]_{\text{чуг}} - \Delta S_{\text{г.ф}})}{g'_m + L_s g'_{\text{шл}}}.$$

Известно $[S]_{\text{чуг}} = 0,05\%$; $g'_{\text{шл}} = 15,846$ кг. Для обычного процесса L_s составляет 4—8, а $\Delta S_{\text{г.ф}} = 5-10\%$ от содержания серы в металлической шихте. Принимаем $L_s = 6$. Определяем $\Delta S_{\text{г.ф}}$, приняв средний переход серы в газовую фазу $7,5\%$:

$$\Delta S_{\text{г.ф}} = (7,5 \cdot 0,05) / 100 = 0,004\%.$$

Тогда

$$[S]_{\text{ост}} = \frac{100 (0,050 - 0,004)}{90 + 6 \cdot 15,846} = 0,025\%.$$

Как видно, требуемая степень десульфурации металла также может быть достигнута при одношлаковом режиме плавки.

Таким образом, на основании предварительных расчетов делаем заключение, что в принятых условиях плав-

ка может быть проведена по одношлаковому варианту, т. е. без остановки процесса на промежуточное удаление (скачивание) шлака.

3. Определение максимально возможного расхода металлического лома

Лом в кислородно-конверторном процессе является основным охладителем. В целях улучшения технико-экономических показателей сталеплавильного производства желательна переработка возможно большего количества лома в конверторах. Максимальный расход лома возможен в том случае, когда он является единственным охладителем.

Максимальный расход лома [формула (107)]

$$g_{\Sigma} = \frac{(\Sigma \Delta H_{\text{чуг}}^{\text{хим}} + 88t_{\text{чуг}} + Q_{\text{ш.о}} + Q_{(\Sigma \text{FeO})}^{\text{обр}} + Q_{\text{CO}}^{\text{дож}}) -}{61,9 + 0,88t_{\text{чуг}} + 10^{-2}(\Sigma \Delta H_{(\Sigma \text{FeO})_{\text{р.л}}}^{\text{разл}} +} \\ \rightarrow \frac{-(Q_{\text{м}}^{\text{физ}} + Q_{\text{ш.л}}^{\text{физ}} + Q_{\text{г}}^{\text{физ}} + Q_{\text{м}}^{\text{хим}} + A)}{+ \Sigma \Delta H_{\text{чуг}}^{\text{хим}} - \Sigma \Delta H_{\text{л}}^{\text{хим}}) - 0,7f_{\text{л}}}.$$

Известно, что $t_{\text{чуг}} = 1350^{\circ} \text{C}$. Принимаем $A = 6500$ кДж, исходя из того, что обычно эта величина составляет 6000—7000 кДж. Принимаем также $t_{\text{л}} = 0^{\circ} \text{C}$.

Остальные величины определяем предварительным расчетом.

Количество тепла, выделяющегося при полном окислении примесей 100 кг чугуна [формула (97)]:

$$\Sigma \Delta H_{\text{чуг}}^{\text{хим}} = 14770 [\text{C}]_{\text{чуг}} + 26970 [\text{Si}]_{\text{чуг}} + 7000 [\text{Mn}]_{\text{чуг}} + \\ + 21730 [\text{P}]_{\text{чуг}}.$$

Известно $[\text{C}]_{\text{чуг}} = 4,3\%$; $[\text{Si}]_{\text{чуг}} = 0,8\%$; $[\text{Mn}]_{\text{чуг}} = 0,7\%$; $[\text{P}]_{\text{чуг}} = 0,15\%$.

$$\Sigma \Delta H_{\text{чуг}}^{\text{хим}} = 14770 \cdot 4,3 + 26970 \cdot 0,8 + 7000 \cdot 0,7 + \\ + 21730 \cdot 0,15 = 93247 \text{ кДж}.$$

Тепло шлакообразования [формула (103)]

$$Q_{\text{ш.о}} = g'_{\text{шл}} [6,28 (\text{CaO}) + 14,64 (\text{SiO}_2) + 41,84 (\text{P}_2\text{O}_5)].$$

Известно, что $g'_{\text{шл}} = 15,846$ кг. Принимаем $(\text{CaO}) = 50\%$; $(\text{SiO}_2) = 15\%$; $(\text{P}_2\text{O}_5) = 2\%$. Тогда

$$Q_{\text{ш.о}} = 15,846 (6,28 \cdot 50 + 14,64 \cdot 15 + 41,84 \cdot 2) = 9793 \text{ кДж.}$$

Химическое тепло образования оксидов железа шлака [формула (98)]

$$Q_{(\Sigma \text{FeO})}^{\text{обр}} = 42,3 g'_{\text{шл}} (\Sigma \text{FeO}).$$

Известно $g'_{\text{шл}} = 15,846 \text{ кг.}$

Общее содержание оксидов железа в шлаке [формула (4)]

$$(\Sigma \text{FeO}) = 1,25 + 4B + \frac{0,3}{[C]} + 10^{-6} t_{\text{м}}^2.$$

Известно $B=3$. Требуемую температуру нагрева готового металла в конце продувки находим по зависимости

$$t_{\text{м}} = 1530 - 80 [C] + \Delta t,$$

в которой $[C] = [C]_{\text{гот}} - \Delta [C]_{\text{раск}}$. Обычно $\Delta [C]_{\text{раск}} = 0,02 - 0,06 \%$.

Принимаем: $[C]_{\text{гот}} = 0,18 \%$; $\Delta [C]_{\text{раск}} = 0,04 \%$. Тогда $[C] = 0,18 - 0,04 = 0,14 \%$. Величина перегрева металла над температурой плавления Δt при разливке на МНЛЗ обычно $100 - 120^\circ \text{C}$. Принимаем 110°C . Поэтому

$$t_{\text{м}} = 1530 + 80 \cdot 0,14 + 110 = 1630^\circ \text{C}.$$

Далее определяем

$$(\Sigma \text{FeO}) = 1,25 + 4 \cdot 3 \frac{0,3}{0,14} + 10^{-6} \cdot 1630^2 = 18 \%.$$

Теперь, зная все величины, входящие в формулу для определения $Q_{(\Sigma \text{FeO})}^{\text{обр}}$, находим

$$Q_{(\Sigma \text{FeO})}^{\text{обр}} = 43,2 \cdot 15,846 \cdot 18 = 12067 \text{ кДж.}$$

Тепло от дожигания в полости конвертора (над ванной) CO, выделяющейся из ванны [формула (105)]:

$$Q_{\text{CO}}^{\text{дож}} = 10100 g_{\text{CO}}^{\Sigma} U_{\text{CO}} Z.$$

Принимаем $Z=0,6$, учитывая, что эта величина в кислородных агрегатах обычно составляет $0,5 - 0,8$; $U_{\text{CO}} = 0,1$ (обычно $0,1 - 0,2$).

Значение g_{CO}^{Σ} находим предварительным расчетом, который носит ориентировочный характер, поскольку до определения расхода лома невозможно точно определить количество образующейся CO.

Принимаем исходя из теории и практики кислородно-конверторного процесса, что расход лома для принятых конкретных условий в среднем составит 25%. Тогда содержание углерода в шихте

$$\Sigma C_{\text{ших}} = 0,75 [C]_{\text{чуг}} + 0,25 [C]_{\text{л}} = 0,75 \cdot 4,3 + 0,25 \cdot 0,2 = 3,275 \%$$

Было установлено, что в конце продувки $[C] = 0,14 \%$. Следовательно, во время продувки удаляется углерода

$$\Delta [C] = \Sigma C_{\text{ших}} - [C] = 3,275 - 0,14 = 3,135 \text{ кг.}$$

При окислении этого количества углерода образуется CO

$$g_{\text{CO}}^{\Sigma} = \Delta [C] \frac{28}{12} = 3,135 \cdot \frac{28}{12} = 7,315 \text{ кг.}$$

Тогда

$$Q_{\text{CO}}^{\text{дож}} = 10100 \cdot 7,315 \cdot 0,1 \cdot 0,6 = 4430 \text{ кДж.}$$

Физическое тепло металла [формула (71)]

$$Q_{\text{м}}^{\text{физ}} = (54,8 + 0,84 t_{\text{м}}) g'_{\text{м}}.$$

Известно $t_{\text{м}} = 1630^{\circ} \text{C}$, $g'_{\text{м}} = 90 \text{ кг}$. Тогда

$$Q_{\text{м}}^{\text{физ}} = (54,8 + 0,84 \cdot 1630) 90 = 128160 \text{ кДж.}$$

Физическое тепло шлака [формула (75)]

$$Q_{\text{шл}}^{\text{физ}} = (2,09 t_{\text{шл}} - 1379) g'_{\text{шл}}.$$

Известно $g'_{\text{шл}} = 15,846 \text{ кг}$, $t_{\text{шл}} = t_{\text{м}} = 1630^{\circ} \text{C}$. Поэтому

$$Q_{\text{шл}}^{\text{физ}} = (2,09 \cdot 1630 - 1379) 15,846 = 32131 \text{ кДж.}$$

Физическое тепло газов* [формула (77)]

$$Q_{\Sigma \text{г}}^{\text{физ}} = (1,32 \bar{t}_{\text{г}} - 220) (g_{\text{CO}} + g_{\text{CO}_2}).$$

Принимаем среднюю температуру газов $\bar{t}_{\text{г}} = 1500^{\circ} \text{C}$, учитывая, что по ходу продувки обычно температура газа постепенно увеличивается от 1350—1400 до 1600—1650° C.

* Для упрощения принимаем, что газы, выделяющиеся из конвертора, состоят только из продуктов реакции окисления углерода металлошихты CO и CO₂.

Количества образующихся СО и СО₂ определяем, учитывая ранее принятое их соотношение в продуктах реакции окисления углерода: 80% СО и 20% СО₂:

$$g_{\text{CO}} = \Delta [C] \frac{28}{12} \cdot \frac{80}{100} = 3,135 \cdot 1,867 = 5,852 \text{ кг};$$

$$g_{\text{CO}_2} = \Delta [C] \frac{44}{12} \cdot \frac{20}{100} = 3,135 \cdot 0,733 = 2,299 \text{ кг}.$$

После этого находим

$$Q_{\text{физ}} = (1,32 \cdot 1500 - 220) (5,852 + 2,299) = 14346 \text{ кДж}.$$

Химическое тепло, которое выделяется при полном окислении примесей конечного металла, находим, используя зависимость (97) и табличные значения ΔH_E° :

$$Q_{\text{м}}^{\text{хим}} = 10^{-2} (14\,770 [C] + 21\,730 [P] + 7000 [\text{Mn}]) g_{\text{м}}'.$$

Известно $g_{\text{м}}' = 90$ кг; $[C] = 0,14\%$; $[P] = 0,030\%$. Принимаем, что в конечном металле остается 25% марганца чугуна, т. е. $[\text{Mn}] = 0,25 [\text{Mn}]_{\text{чуг}} = 0,25 \cdot 0,7 = 0,175\%$. Тогда

$$Q_{\text{м}}^{\text{хим}} = 10^{-2} (14\,770 \cdot 0,14 + 21\,730 \cdot 0,03 + 7000 \cdot 0,175) 90 = 3550 \text{ кДж}.$$

Тепло разложения ржавчины, содержащейся в 100 кг лома [формула (108)]:

$$\Sigma \Delta H_{(\Sigma \text{FeO})_{\text{р.л}}}^{\text{разл}} = 4800 n_{\text{р.л}}.$$

Принимаем $n_{\text{р.л}} = 2,5\%$, учитывая, что обычно содержание ржавчины в ломе изменяется в пределах 1—4%. Тогда

$$\Sigma \Delta H_{(\Sigma \text{FeO})_{\text{р.л}}}^{\text{разл}} = 4800 \cdot 2,5 = 12\,000 \text{ кДж}.$$

Количество тепла, выделяющегося при полном окислении примесей 100 кг лома:

$$\Sigma \Delta H_{\text{л}}^{\text{хим}} = 14\,770 [C]_{\text{л}} + 21\,730 [P]_{\text{л}} + 7000 [\text{Mn}]_{\text{л}} + 26\,970 [\text{Si}]_{\text{л}}.$$

Известно $[C]_{\text{л}} = 0,20\%$; $[P]_{\text{л}} = 0,040\%$; $[\text{Mn}]_{\text{л}} = 0,50\%$; $[\text{Si}]_{\text{л}} = 0,15\%$. Тогда

$$\Sigma \Delta H_{\text{л}}^{\text{хим}} = 14\,770 \cdot 0,20 + 21\,730 \cdot 0,040 + 7000 \cdot 0,50 + 26\,970 \cdot 0,15 = 11\,369 \text{ кДж}.$$

Все величины, входящие в формулу (107), известны:

$$g_{\text{л}}^{\Sigma} = \frac{93\,247 + 88 \cdot 1350 + 9793 + 12\,067 + 4430 -}{61,9 + 0,88 \cdot 1350 +} \rightarrow \\ \rightarrow \frac{-(128\,160 + 32\,131 + 14\,346 + 3550 + 6500)}{+ 10^{-2} (12\,000 + 93\,247 - 11\,369)} = 24,512 \text{ кг.}$$

4. Определение расхода окатышей (дополнительного охладителя) и фактического расхода лома

При постоянстве качества исходной шихты и хорошо отработанной технологии вполне возможно, даже желательно, в целях большей переработки лома ведение процесса без введения твердых окислителей, в данном случае окатышей. Однако для того, чтобы при любых возможных ситуациях обеспечить достижение требуемой температуры металла в конце продувки, желательно предусмотреть некоторый резерв тепла, который при необходимости легко возможно снять, дав в ванну охладители в виде твердого окислителя.

Обычно расход твердого окислителя в этих целях не превышает 0,5%. Для данного случая принимаем $g_{\text{ок}} = 0,3$ кг.

Чтобы в конце продувки получить требуемую температуру (1630°C), необходимо расход лома уменьшить, учитывая разницу в охлаждающем действии этих материалов.

Коэффициент эквивалентности твердого окислителя по отношению к лому $\sigma_{\text{т.о}}$ определяем по формуле (110)

$$\sigma_{\text{т.о}} = 0,062\text{Fe}_{\text{т.о}}^{\Sigma} - 0,014(\text{FeO})_{\text{т.о}} - 0,633.$$

Известно $(\text{FeO})_{\text{т.о}} = 1,3\%$. Общее содержание железа в окатышах определяем по зависимости

$$\text{Fe}_{\text{т.о}}^{\Sigma} = 0,7(\text{Fe}_2\text{O}_3)_{\text{т.о}} + 0,778(\text{FeO})_{\text{т.о}} = 0,7 \cdot 86 + \\ + 0,778 \cdot 1,3 = 61,21\%;$$

$$\sigma_{\text{т.о}} = 0,062 \cdot 61,21 - 0,014 \cdot 1,3 - 0,633 = 3,144.$$

Зная $\sigma_{\text{т.о}}$ и расход неметаллизированных окатышей, определяем, на сколько необходимо снизить расход лома:

$$\Delta g_{\text{л}} = \sigma_{\text{т.о}} g_{\text{ок}} = 3,144 \cdot 0,3 = 0,942 \text{ кг.}$$

Фактический расход лома [формула (109)]

$$g_{\text{л}} = g_{\text{л}}^{\Sigma} - \Delta g_{\text{л}} = 24,512 - 0,942 = 23,570 \text{ кг.}$$

5. Определение среднего содержания примесей в металлической шихте

Среднее содержание примесей в металлической шихте определяем по формуле

$$[E]_{\text{ших}} = 10^{-2} (g_{\text{чуг}} [E]_{\text{чуг}} + g_{\text{л}} [E]_{\text{л}}),$$

$$\text{где } g_{\text{чуг}} = 100 - g_{\text{л}} = 100 - 23,570 = 76,430 \text{ кг:}$$

$$[C]_{\text{ших}} = 10^{-2} (76,430 \cdot 4,30 + 23,570 \cdot 0,20) = 3,334 \%;$$

$$[Si]_{\text{ших}} = 10^{-2} (76,430 \cdot 0,80 + 23,570 \cdot 0,15) = 0,646 \%;$$

$$[Mn]_{\text{ших}} = 10^{-2} (76,430 \cdot 0,70 + 23,570 \cdot 0,50) = 0,653 \%;$$

$$[P]_{\text{ших}} = 10^{-2} (76,430 \cdot 0,15 + 23,570 \cdot 0,04) = 0,124 \%;$$

$$[S]_{\text{ших}} = 10^{-2} (76,430 \cdot 0,05 + 23,570 \cdot 0,04) = 0,047 \%.$$

6. Определение расхода извести

Расход извести определяем по формуле (23)

$$g_{\text{изв}} = \frac{100}{CaO_{\text{изв}} - (\Sigma SiO_2)_{\text{изв}} B} [B (2,14 \Delta [Si] + 2,29 \Delta [P] + g_{SiO_2}^{\text{др}}) - g_{CaO}^{\text{др}}].$$

Известно $CaO_{\text{изв}} = 85 \%$; $(\Sigma SiO_2)_{\text{изв}} = 2,1 \%$; $B = 3$.

Для определения $g_{SiO_2}^{\text{др}}$ и $g_{CaO}^{\text{др}}$ заполняем графы 3—9 табл. 11.

Для заполнения графы 7 необходимо определить количество окислы лома, участвующей в шлакообразовании:

$$g_{\text{ок.л}} = 10^{-2} g_{\text{л}} n_{\text{р.л}} = 10^{-2} \cdot 23,570 \cdot 2,5 = 0,589 \text{ кг.}$$

Заполнение остальных граф не вызывает затруднений.

Согласно данным графы 9 табл. 11, $g_{SiO_2}^{\text{др}} = 0,825 \text{ кг}$; $g_{CaO}^{\text{др}} = 0,642 \text{ кг}$. Величины $\Delta [Si]$ и $\Delta [P]$ определяем по формулам

$$\Delta [Si] = [Si]_{\text{ших}} - [Si]_{\text{ост}};$$

$$\Delta [P] = [P]_{\text{ших}} - [P]_{\text{ост}}.$$

Известно, $[Si]_{\text{ших}} = 0,646 \%$; $[P]_{\text{ших}} = 0,124 \%$; $[P]_{\text{ост}} = 0,030 \%$. Принимаем $[Si]_{\text{ост}} = 0,0 \%$. Тогда $\Delta [Si] = 0,646 \%$; $\Delta [P] = 0,094 \%$.

Все значения величин, входящих в формулу для определения $g_{\text{изв}}$, известны:

$$g_{\text{изв}} = \frac{100}{85 - 2,1 \cdot 3} [3 (2,14 \cdot 0,646 + 2,29 \cdot 0,094 + 0,825) - 0,642] = 8,386 \text{ кг.}$$

Таблица 11

Определение состава и количества шлака и газов

Компоненты		Вносит			
группа	химическая формула	футеровкой	миксерным шлаком	бокситом	мусором лома
1	2	3	4	5	6
Шлакообразующие без оксидов железа	CaO	$1 \frac{40,3}{100} = 0,403$	$0,8 \frac{27,5}{100} = 0,220$	$0,8 \frac{1,0}{100} = 0,008$	—
	SiO ₂	0,034	0,380	0,096	$0,4 \frac{75}{100} = 0,300$
	Al ₂ O ₃	0,014	0,052	0,408	0,100
	P ₂ O ₅	—	0,002	0,001	—
	MnO	—	0,064	—	—
	MgO	0,528	0,036	0,001	—
	S	—	0,003	0,001	—
	Итого	0,979	0,757	0,515	0,400
Оксиды железа	FeO	—	0,032	—	—
	Fe ₂ O ₃	0,021	0,011	0,200	—
	Итого	0,021	0,043	0,200	—
Летучие	CO	—	—	—	—
	CO ₂	—	—	0,016	—
	H ₂ O	—	—	0,069	—
	SO ₂	—	—	—	—
	Итого	—	—	0,085	—
	Всего	1,000	0,800	0,800	0,400

ся, кг						Шлак	
окалиной лома	окатышами	итого	извест- тью	металлической шихтой	итого	кг	%
7	8	9	10	11	12	13	14
—	$0,3 \frac{3,5}{100} = 0,011$	0,642	7,128	—	7,770	7,770	51,15
—	0,015	0,825	0,168	$0,646 \frac{60}{28} = 1,384$	2,377	2,377	15,65
—	0,006	0,580	0,067	—	0,647	0,647	4,26
—	—	0,003	0,008	$0,101 \frac{142}{62} = 0,231$	0,242	0,242	1,59
—	—	0,064	—	$0,456 \frac{71}{55} = 0,589$	0,653	0,653	4,30
—	0,003	0,568	0,168	—	0,736	0,736	4,84
—	—	0,004	0,008	0,019	0,031	0,031	0,21
—	0,035	2,686	7,547	2,223	12,456	12,456	82,00
$0,589 \frac{72}{232} = 0,183$	0,004	0,219	—	—	0,219	1,823	12,00
$0,589 \frac{160}{232} = 0,406$	0,258	0,896	—	—	0,896	0,911	6,00
0,589	0,262	1,115	—	—	1,115	2,734	18,00
—	—	—	—	5,990	5,990		
—	—	0,016	0,755	2,353	3,124		
—	0,003	0,072	0,084	—	0,156		
—	—	—	—	0,003	0,003		
—	0,003	0,088	0,839	8,346	9,273		
0,589	0,300	3,889	8,386	10,569	22,844	15,190	100,00

7. Определение уточненного количества шлака

Уточненное количество шлака определяем по формуле (1)

$$g_{\text{шл}} = \frac{100}{100 - (\Sigma \text{FeO})} [2,14\Delta[\text{Si}] + 2,29\Delta[\text{P}] + 1,29\Delta[\text{Mn}] + g_{\text{ш.о}}^{\text{др}}].$$

Известно $(\Sigma \text{FeO}) = 18\%$; $\Delta[\text{Si}] = 0,646$ кг; $\Delta[\text{P}] = 0,094$ кг.

Определяем величины $\Delta[\text{Mn}]$, $g_{\text{ш.о}}^{\text{др}}$ предварительным расчетом.

Количество окисляющегося марганца $\Delta[\text{Mn}]$ находим по формуле

$$\Delta[\text{Mn}] = [\text{Mn}]_{\text{ших}} - [\text{Mn}] = 0,653 - 0,175 = 0,478 \text{ кг.}$$

Расчет значения $g_{\text{ш.о}}^{\text{др}}$ сведен в табл. 11, согласно которой (графы 9, 10) $g_{\text{ш.о}}^{\text{др}} = 10,233$ кг.

Все величины, входящие в формулу для определения уточненного количества шлака, известны:

$$g_{\text{шл}} = \frac{100}{100 - 18} (2,14 \cdot 0,646 + 2,29 \cdot 0,094 + 1,29 \cdot 0,478 + 10,233) = 15,170 \text{ кг.}$$

8. Определение ориентировочного количества и состава газов

При определении количеств CO и CO_2 , образующихся в результате окисления углерода металла, приняли, что 80% углерода окисляется до CO , а 20% — до CO_2 . Поэтому

$$g_{\text{CO}} = \Delta[\text{C}] \frac{80}{100} \cdot \frac{28}{12},$$

$$g_{\text{CO}_2} = \Delta[\text{C}] \frac{20}{100} \cdot \frac{44}{12},$$

$$\text{где } \Delta[\text{C}] = [\text{C}]_{\text{ших}} - [\text{C}].$$

Известно $[\text{C}]_{\text{ших}} = 3,334\%$; $[\text{C}] = 0,14\%$. Тогда $\Delta[\text{C}] = 3,94\%$, а

$$g_{\text{CO}} = 3,194 \cdot 1,867 = 5,963 \text{ кг;}$$

$$g_{\text{CO}_2} = 3,194 \cdot 0,733 = 2,341 \text{ кг.}$$

Количество влаги $g_{H_2O} = 0,156$ кг (табл. II, графы 9, 10).

Количество SO_2 определяем из допущения, что он образуется за счет серы, перешедшей в газовую фазу:

$$g_{SO_2} = S_{г.ф} \frac{64}{32}.$$

Обычно $S_{г.ф}$ составляет 5% от $[S]_{ших}$, т. е.

$$g_{SO_2} = 0,05 \cdot 0,047 \frac{64}{32} = 0,005 \text{ кг.}$$

9. Приближенное определение выхода годного металла

Масса металла g'_m определяется по его балансу.

П р и х о д

Масса металлической завадки (чугуна и лома) $g_m^{зав} = 100$ кг.

Масса железа, восстановленного из оксидов железа:

$$g_{Fe}^{восст} = 0,219 \frac{56}{72} + 0,896 \frac{112}{160} = 0,798 \text{ кг.}$$

Р а с х о д

Масса железа, перешедшего в шлак в виде оксидов, $g_{Fe}^{ок}$.

Известно $g_{шл} = 15,170$ кг; $(FeO) = 12\%$; $(Fe_2O_3) = 6\%$. Тогда

$$g_{(FeO)} = 12 \cdot 15,170 \cdot 10^{-2} = 1,820 \text{ кг;}$$

$$g_{(Fe_2O_3)} = 6 \cdot 15,170 \cdot 10^{-2} = 0,910 \text{ кг;}$$

$$g_{Fe}^{ок} = 1,820 \cdot 0,78 + 0,910 \cdot 0,7 = 2,057 \text{ кг.}$$

Масса удаленных примесей

$$g_{\Sigma \Delta[E]} = \Delta[C] + \Delta[Si] + \Delta[P] + \Delta[Mn] + \Delta[S].$$

Известно $\Delta[Si] = 0,646$ кг; $\Delta[P] = 0,094$ кг; $\Delta[Mn] = 0,478$ кг; $\Delta[C] = 3,194\%$. Остальные величины определяем расчетом:

$$\Delta[S] = [S]_{ших} - [S]_{ост} = 0,047 - 0,025 = 0,022 \text{ кг;}$$

$$g_{\Sigma \Delta[E]} = 0,646 + 0,094 + 0,478 + 3,194 + 0,022 = 4,434 \text{ кг.}$$

Принимаем массу металла, теряемого в шлаке в виде корольков, равной 3%:

$$g_{\text{кор}} = 0,03 g_{\text{шл}} = 0,03 \cdot 15,170 = 0,455 \text{ кг.}$$

а массу металла, теряемого с выбросами, равной 2%:

$$g_{\text{выб}} = 2,0 \text{ кг.}$$

Масса железа, теряемого с пылью:

$$g_{\text{Fe}}^n = 10^{-5} V_r \text{Fe}_n g_n.$$

Принимаем среднее содержание пыли в газах $g_n = 100 \text{ г/м}^3$; железа в пыли $\text{Fe}_n = 75\%$.

Определяем объем газа по формуле

$$V_r = 22,4 \left(\frac{g_{\text{CO}}}{28} + \frac{g_{\text{CO}_2}}{44} + \frac{g_{\text{H}_2\text{O}}}{18} + \frac{g_{\text{SO}_2}}{64} \right).$$

Известно: $g_{\text{CO}} = 5,963 \text{ кг}$; $g_{\text{CO}_2} = 2,341 \text{ кг}$; $g_{\text{H}_2\text{O}} = 0,156 \text{ кг}$, $g_{\text{SO}_2} = 0,005 \text{ кг}$.

$$V_r = 22,4 \left(\frac{5,963}{28} + \frac{2,341}{44} + \frac{0,156}{18} + \frac{0,005}{64} \right) = 6,152 \text{ м}^3.$$

Тогда $g_{\text{Fe}}^n = 10^{-5} \cdot 6,152 \cdot 75 \cdot 100 = 0,461 \text{ кг}$.

Масса мусора и окалины лома $g_{\text{м.л}} = 0,989 \text{ кг}$ (табл. 11, графы 6—7).

Масса миксерного шлака $g_{\text{м.шл}} = 0,800 \text{ кг}$ (табл. 11, графа 4).

Окончательно определяем

$$g'_m = (100 + 0,798) - (2,057 + 4,434 + 0,455 + 2,000 + 0,461 + 0,989 + 0,800) = 89,602 \text{ кг.}$$

10. Определение остаточного содержания примесей в металле

Остаточное содержание марганца вычисляем по формуле

$$[\text{Mn}]_{\text{ост}} = \frac{100 \Sigma \text{Mn}}{g'_m + 0,775 K_{\text{Mn}} (\text{FeO}) g_{\text{шл}}}.$$

$$\Sigma \text{Mn} = [\text{Mn}]_{\text{ших}} + 0,775 \Sigma \text{MnO}_{\text{др.}}$$

$$\lg K_{\text{Mn}} = (6230/T) - 3,060.$$

Известно $[\text{Mn}]_{\text{ших}} = 0,653 \text{ кг}$; $\Sigma \text{MnO}_{\text{др}} = 0,064$ (табл. 11, графы 9—10); $g'_m = 89,602 \text{ кг}$; $g_{\text{шл}} = 15,170 \text{ кг}$; $(\text{FeO}) = 12\%$. Тогда

$$T = t_{\text{рот}} + 273 = 1630 + 273 = 1903 \text{ K}.$$

$$\Sigma \text{Mn} = 0,653 + 0,775 \cdot 0,064 = 0,703 \text{ кг};$$

$$\lg K_{\text{Mn}} = \frac{6230}{1903} - 3,060 = 0,214; \quad K_{\text{Mn}} = 1,64;$$

$$[\text{Mn}]_{\text{ост}} = \frac{100 \cdot 0,703}{89,602 + 0,775 \cdot 1,64 \cdot 12 \cdot 15,170} = 0,220 \text{ \%}.$$

Остаточное содержание фосфора в металле определяем по формуле

$$[\text{P}]_{\text{ост}} = \frac{100 \Sigma \text{P}}{g'_\text{м} + 0,437 L'_\text{р} g_{\text{шл}}}.$$

$$\Sigma \text{P} = [\text{P}]_{\text{ших}} + 0,437 \Sigma (\text{P}_2\text{O}_5)_{\text{др}}.$$

Известно: $[\text{P}]_{\text{ших}} = 0,124 \text{ кг}$; $g'_\text{м} = 89,602 \text{ кг}$; $g_{\text{шл}} = 15,170 \text{ кг}$; $\Sigma (\text{P}_2\text{O}_5)_{\text{др}} = 0,012 \text{ кг}$ (табл. 11, графы 9, 10). Принимаем $L'_\text{р} = 60$.

$$\Sigma \text{P} = 0,124 + 0,437 \cdot 0,012 = 0,129 \text{ кг}.$$

$$[\text{P}]_{\text{ост}} = \frac{100 \cdot 0,129}{89,602 + 0,437 \cdot 60 \cdot 15,170} = 0,026 \text{ \%}.$$

Остаточное содержание серы в металле определяем по формуле

$$[\text{S}]_{\text{ост}} = \frac{100 \Sigma \text{S}}{g'_\text{м} + L_\text{с} g_{\text{шл}}};$$

$$\Sigma \text{S} = [\text{S}]_{\text{ших}} + \Sigma \text{S}_{\text{др}} - \Delta \text{S}_{\text{г.ф}}.$$

Известно: $[\text{S}]_{\text{ших}} = 0,047 \text{ кг}$; $g'_\text{м} = 89,602 \text{ кг}$; $g_{\text{шл}} = 15,170 \text{ кг}$; $\Sigma \text{S}_{\text{др}} = 0,012 \text{ кг}$ (табл. 11, графы 9, 10). Принимаем: $L_\text{с} = 6$; $\Delta \text{S}_{\text{г.ф}} = 0,075 [\text{S}]_{\text{ших}} = 0,075 \cdot 0,047 = 0,003 \text{ кг}$. Тогда

$$\Sigma \text{S} = 0,047 + 0,012 - 0,003 = 0,056 \text{ кг}.$$

$$[\text{S}]_{\text{ост}} = \frac{100 \cdot 0,056}{89,602 + 6 \cdot 15,170} = 0,031 \text{ \%}.$$

11. Определение количества удаляемых из металла примесей

$$\Delta [\text{C}] = [\text{C}]_{\text{ших}} - \frac{89,602}{100} [\text{C}] = 3,334 - 0,896 \cdot 0,14 = 3,209 \text{ кг};$$

$$\begin{aligned}\Delta[\text{Si}] &= [\text{Si}]_{\text{ших}} - 0,896[\text{Si}] = 0,646 - 0,896 \cdot 0,0 = 0,646 \text{ кг;} \\ \Delta[\text{Mn}] &= [\text{Mn}]_{\text{ших}} - 0,896[\text{Mn}] = 0,653 - 0,197 = 0,456 \text{ кг;} \\ \Delta[\text{P}] &= [\text{P}]_{\text{ших}} - 0,896[\text{P}] = 0,124 - 0,023 = 0,101 \text{ кг;} \\ \Delta[\text{S}] &= [\text{S}]_{\text{ших}} - 0,896[\text{S}] = 0,047 - 0,028 = 0,019 \text{ кг;}\end{aligned}$$

$$\text{Итого } g_{\Sigma\Delta[E]} = 4,431 \text{ кг.}$$

12. Определение количества и состава шлака и газов

Расчеты состава и количества шлака сводятся к заполнению граф 11—14 табл. 11. Для заполнения графы 11 все данные имеются. Ее заполняем без дополнительных расчетов, кроме приведенных в таблице. В графу 12 вносятся суммарные данные граф 9—11. При заполнении граф 13 и 14 содержание оксидов железа в шлаке принимается равным ранее установленному: $(\text{FeO}) = 12\%$; $(\text{Fe}_2\text{O}_3) = 6\%$.

При определении количеств CO и CO_2 , образующихся в результате окисления углерода металла, принимаем, что 80% углерода окисляется до CO , а 20% — до CO_2 (10% в ванне и 10% над ванной).

13. Определение расхода дутья и продолжительности продувки

Расход дутья [формула (26)]

$$g_{\text{д}} = \frac{100}{U_{\text{O}_2} \text{O}_2^{\text{д}}} [g_{\text{O}_2}^{[\text{C}]} + g_{\text{O}_2}^{[E]} + g_{\text{O}_2}^{(\Sigma\text{FeO})} - (g_{\text{O}_2}^{\text{изв}} + g_{\text{O}_2}^{\text{др}})].$$

Принимаем $\text{O}_2^{\text{д}} = 99,5\%$; $U_{\text{O}_2} = 0,9$.

Значения остальных величин определяем предварительным расчетом.

Расход кислорода на окисление углерода находим по формуле (28), определяя α_c по (33) для случая $\text{CO}_2 = 10\%$:

$$g_{\text{O}_2}^{[\text{C}]} = \alpha_c \Delta[\text{C}] = 1,46 \cdot 3,209 = 4,685 \text{ кг.}$$

Расход кислорода на окисление других примесей, кроме углерода [формула (29)]:

$$g_{\text{O}_2}^{[E]} = 1,14 \Delta[\text{Si}] + 0,29 \Delta[\text{Mn}] + 1,29 \Delta[\text{P}].$$

Известно $\Delta[\text{Si}] = 0,646 \text{ кг}$; $\Delta[\text{Mn}] = 0,456 \text{ кг}$; $\Delta[\text{P}] = 0,101 \text{ кг}$.

$$g_{\text{O}_2}^{[E]} = 1,14 \cdot 0,646 + 0,29 \cdot 0,456 + 1,29 \cdot 0,101 = 0,998 \text{ кг.}$$

Расход кислорода на образование оксидов железа шлака [формула (30)]

$$g_{O_2}^{(\Sigma FeO)} = 10^{-4} g_{\text{шл}} [30 (Fe_2O_3) + 22,2 (FeO)].$$

Известно: $g_{\text{шл}} = 15,190$ кг (табл. 11, графа 13); $(Fe_2O_3) = 6\%$; $(FeO) = 12\%$.

$$g_{O_2}^{(\Sigma FeO)} = 10^{-4} \cdot 15,190 (30 \cdot 6 + 22,2 \cdot 12) = 0,675 \text{ кг.}$$

Участие кислорода CO_2 извести в окислительных процессах [формула (31)]

$$g_{O_2}^{\text{изл}} = 36,4 \cdot 10^{-4} g_{\text{изл}} r (CO_2).$$

Известно: $g_{\text{изл}} = 8,386$ кг; $(CO_2) = 9\%$. Принимаем $r = 0,8$.

$$g_{O_2}^{\text{изл}} = 36,4 \cdot 10^{-4} \cdot 8,386 \cdot 9 \cdot 0,8 = 0,247 \text{ кг.}$$

Поступление кислорода в ванну из других источников [формула (32)]

$$g_{O_2}^{\text{др}} = 10^{-2} (30 g_{Fe_2O_3}^{\text{др}} + 22,2 g_{FeO}^{\text{др}}).$$

Известно: $g_{Fe_2O_3}^{\text{др}} = 0,896$ кг; $g_{FeO}^{\text{др}} = 0,219$ кг (табл. 11, графа 12).

$$g_{O_2}^{\text{др}} = 10^{-2} (30 \cdot 0,896 + 22,2 \cdot 0,219) = 0,317 \text{ кг.}$$

Значения всех величин, входящих в формулу для определения g_d , известны:

$$g_d = \frac{100}{0,9 \cdot 99,5} [4,685 + 0,998 + 0,675 -$$

$$- (0,247 + 0,317)] = 6,174 \text{ кг.}$$

$$V_d = 7V_d = 7 \cdot 6,174 = 43,87 \text{ м}^3/\text{т.}$$

$$\text{Принимаем } V_d = 44 \text{ м}^3/\text{т.}$$

Продолжительность продувки определяем по формуле

$$\tau = V_d / i_{O_2},$$

где i_{O_2} — удельная интенсивность продувки, $\text{м}^3/(\text{т} \cdot \text{мин})$.

Известно $V_d = 44 \text{ м}^3/\text{т}$. Принимаем $i_{O_2} = 4 \text{ м}^3/(\text{т} \cdot \text{мин})$. Тогда $\tau = 44/4 = 11$ мин.

14. Определение массы металла в конце продувки

Приход

Известно: $g_{\text{м}}^{\text{зав}} = 100$ кг; $g_{\text{Fe}}^{\text{восст}} = 0,798$ кг.

Расход

Известно $g_{\Sigma[\text{E}]} = 4,431$ кг; $g_{\text{кор}} = 0,455$ кг; $g_{\text{выб}} = 2,0$ кг;
 $g_{\text{Fe}}^{\text{n}} = 0,461$ кг; $g_{\text{м.л}} = 0,989$ кг; $g_{\text{м.шл}} = 0,800$ кг.

Определяем массу железа, перешедшего в шлак в виде оксидов. Известно: $g_{(\text{FeO})} = 1,823$ кг; $g_{(\text{Fe}_2\text{O}_3)} = 0,911$ кг (табл. 11, графа 13). Тогда

$$g_{\text{Fe}}^{\text{ок}} = 1,823 \cdot 0,78 + 0,911 \cdot 0,7 = 2,060 \text{ кг.}$$

Окончательно находим

$$g_{\text{м}} = (100 + 0,798) - (2,060 + 4,431 + 0,455 + 2,000 + 0,461 + 0,989 + 0,800) = 89,602 \text{ кг.}$$

15. Составление материального баланса

Для составления материального баланса необходимо определить количество CO , CO_2 и N_2 в отходящих газах.

$$g_{\text{N}_2} = 10^{-2} g_{\text{д}} N_2^{\text{д}}.$$

Известно: $g_{\text{д}} = 6,274$ кг; $N_2^{\text{д}} = 0,5\%$. Тогда

$$g_{\text{N}_2} = 10^{-2} \cdot 6,274 \cdot 0,5 = 0,031 \text{ кг.}$$

Количество CO_2 извести, участвующей в окислении примесей металла, составит $0,755 \cdot 0,8 = 0,680$ кг (табл. 11, графа 10), при этом образуется CO $0,680 \frac{28}{44} = 0,432$ кг.

Всего выделяется

$$g_{\text{CO}_2} = 3,124 - 0,680 = 2,444 \text{ кг;}$$

$$g_{\text{CO}} = 5,990 + 0,432 = 6,422 \text{ кг.}$$

Баланс плавки сведен в табл. 12.

16. Определение температуры металла в конце продувки

Температуру металла вычисляем по формуле, полученной из уравнения теплового баланса плавки в целом:

$$t_{\text{м}} = \frac{Q_{\text{прих}}^{\Sigma} - Q'_{\text{расх}} - 54,8 g_{\text{м}} + 1379 g_{\text{шл}}}{0,84 g_{\text{м}} + 2,09 g_{\text{шл}}},$$

где $Q_{\text{прих}}^{\Sigma}$ — полный приход тепла, кДж; $Q'_{\text{расх}}$ — все статьи расхода тепла, кроме статей на нагрев металла и шлака, кДж.

Таблица 12

Материальный баланс плавки

Задано		Получено	
наименование статьи	количество, кг	наименование статьи	количество, кг
Чугун	76,430	Металл	89,602
Лом	23,570	Шлак	15,190
Окатыши	0,300	Корольки железа	
Известь	8,386	в шлаке	0,455
Дутье кислородное		Выбросы металла	2,000
Футеровка	6,274	Потери железа с пылью	0,461
Боксит	1,00	Газы:	
Невязка	0,800	CO	6,422
	0,004	CO ₂	2,444
		H ₂ O	0,156
		SO ₂	0,003
		N ₂	0,031
Итого	116,764	Итого	116,764

Полный приход тепла $Q_{\text{прих}}^{\Sigma}$ можно рассчитать из уравнения

$$\begin{aligned}
 Q_{\text{прих}}^{\Sigma} &= Q_{\text{чуг}}^{\text{физ}} + Q_{[E]}^{\text{хим}} + Q_{(\Sigma \text{FeO})}^{\text{обр}} + Q_{\text{ш.о}} + Q_{\text{м.шл}}^{\text{физ}} + Q_{\text{CO}}^{\text{дож}}; \\
 Q_{\text{чуг}}^{\text{физ}} &= (g_{\text{чуг}} - g_{\text{м.шл}}) (61,9 + 0,88 t_{\text{чуг}}) = \\
 &= 75,630 (61,9 + 0,88 \cdot 1350) = 94\,530 \text{ кДж}.
 \end{aligned}$$

Здесь 75,630 — масса чугуна без миксерного шлака, кг.

$$\begin{aligned}
 Q_{[E]}^{\text{хим}} &= 14\,770 \Delta[C] + 26\,970 \Delta[\text{Si}] + 7000 \Delta[\text{Mn}] + \\
 &+ 21\,730 \Delta[\text{P}] = 14\,770 \cdot 3,209 + 26\,970 \cdot 0,646 + \\
 &+ 7000 \cdot 0,456 + 21\,730 \cdot 0,101 = 70\,207 \text{ кДж};
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 Q_{(\Sigma \text{FeO})}^{\text{обр}} &= 10^{-2} g_{\text{шл}} [3707 (\text{FeO}) + 5278 (\text{Fe}_2\text{O}_3)] = \\
 &= 10^{-2} \cdot 15,190 (3707 \cdot 12 + 5278 \cdot 6) = 11\,568 \text{ кДж};
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 Q_{\text{ш.о}} &= g_{\text{шл}} [6,28 (\text{CaO}) + 14,64 (\text{SiO}_2) + 41,84 (\text{P}_2\text{O}_5)] = \\
 &= 15,190 (6,28 \cdot 51,15 + 14,64 \cdot 15,65 + \\
 &+ 41,84 \cdot 1,59) = 9369 \text{ кДж};
 \end{aligned}$$

$$Q_{\text{м.шл}} = (1,463 t_{\text{чуг}} - 585) g_{\text{м.шл}} = \\ = (1,463 \cdot 1350 - 585) 0,8 = 1112 \text{ кДж};$$

$$Q_{\text{дож}}^{\text{CO}} = 10\,100 g_{\text{CO}}^{\Sigma} U_{\text{CO}} Z;$$

$$g_{\text{CO}}^{\Sigma} = \Delta[C] \frac{90}{100} \cdot \frac{28}{12} + g_{\text{CO}}^{\text{изв}} = 3,209 \cdot 2,1 + \\ + 0,432 = 7,170 \text{ кг};$$

$$Q_{\text{дож}}^{\text{CO}} = 10\,100 \cdot 7,17 \cdot 0,1 \cdot 0,6 = 4345 \text{ кДж};$$

$$Q_{\text{прих}}^{\Sigma} = 191\,131 \text{ кДж.}$$

Расход тепла $Q'_{\text{расх}}$ определяем из уравнения

$$Q_{\text{расх}}^{\Sigma} = Q_{\text{г}} + Q_{(\Sigma\text{FeO})}^{\text{разл}} + Q_{\text{H}_2\text{O}}^{\text{исп}} + Q_{\text{карб}}^{\text{разл}} + Q_{\text{Fe}}^{\text{г}} + Q_{\text{м}}^{\text{выб}} + Q_{\text{пот}};$$

$$Q_{\text{г}} = Q_{\text{CO}} + Q_{\text{CO}_2} + Q_{\text{N}_2};$$

$$Q_{\text{г}} = (1,32 t_{\text{г}}^{\text{г}} - 220) (g_{\text{CO}} + g_{\text{CO}_2} + g_{\text{N}_2}) = \\ = (1,32 \cdot 1500 - 220) (6,422 + 2,444 + 0,031) = 15\,659 \text{ кДж};$$

$$Q_{(\Sigma\text{FeO})}^{\text{разл}} = 5278 g_{\text{Fe}_2\text{O}_3} + 3707 g_{\text{FeO}} = 5278 \cdot 0,896 + \\ + 3707 \cdot 0,219 = 5541 \text{ кДж};$$

$$Q_{\text{H}_2\text{O}}^{\text{исп}} = (2485 + 1,88 t_{\text{г}}^{\text{г}}) g_{\text{H}_2\text{O}} = (2485 + 1,88 \cdot 1500) 0,156 = \\ = 828 \text{ кДж.}$$

$$Q_{\text{карб}}^{\text{разл}} = 40,38 g_{\text{изв}} (\text{CO}_2) = 40,38 \cdot 8,386 \cdot 9 = 3048 \text{ кДж};$$

$$Q_{\text{Fe}}^{\text{г}} = (23 + 0,69 t_{\text{г}}^{\text{г}}) g_{\text{Fe}}^{\text{г}} = (23 + 0,69 \cdot 1500) 0,461 = \\ = 488 \text{ кДж};$$

$$Q_{\text{м}}^{\text{выб}} = (54,8 + 0,84 t_{\text{м}}) g_{\text{м}}^{\text{выб}} = (54,8 + 0,84 \cdot 1630) 2,0 = \\ = 2848 \text{ кДж.}$$

Потери тепла обычно составляют 2—4% от суммарного прихода тепла $Q_{\text{прих}}^{\Sigma}$. Принимаем 2,5%.

$$Q_{\text{пот}} = 0,025 Q_{\text{прих}}^{\Sigma} = 0,025 \cdot 191\,131 = 4778 \text{ кДж};$$

$$Q'_{\text{расх}} = 33190 \text{ кДж.}$$

Теперь определяем температуру металла:

$$t_{\text{м}} = \frac{191\,131 - 33190 - 54,8 \cdot 89,602 + 1379 \cdot 15,190}{0,84 \cdot 89,602 + 2,09 \cdot 15,190} = 1625^{\circ}\text{C.}$$

Полученное расчетом значение температуры металла менее заданной на 5°C , что свидетельствует о правильности установленных параметров плавки и выполненных расчетов.

Если отклонение полученной температуры от заданной отличается более чем на 10°C , то следует изменить расход твердого окислителя, учитывая, что изменение расхода твердого окислителя на 0,1 кг приводит к изменению температуры ванны на $3,5-4^{\circ}\text{C}$.

17. Составление теплового баланса плавки

Определяем недостающие статьи теплового баланса:

$$Q_{\text{м}}^{\text{физ}} = (54,8 + 0,84 \cdot 1625) 89,602 = 127217 \text{ кДж};$$

$$Q_{\text{шл}}^{\text{физ}} = (2,09 \cdot 1625 - 1379) 15,190 = 30638 \text{ кДж}.$$

Баланс плавки сведен в табл. 13.

Т а б л и ц а 13

Тепловой баланс плавки

Приход	кДж	%	Расход	кДж	%
Физическое тепло чугуна	94 530	49,46	Физическое тепло металла	127217	66,56
Физическое тепло миксерного шлака	1112	0,58	Физическое тепло шлака	30 638	16,03
Химическое тепло окисления примесей	70 207	36,73	Физическое тепло отходящих газов	15 659	8,19
Тепло окисления железа	11 568	6,05	Тепло на разложение оксидов железа	5541	2,90
Тепло шлакообразования	9369	4,90	Тепло на испарение влаги	828	0,43
Тепло дожигания СО	4345	2,28	Тепло на разложение карбонатов	3048	1,59
			Тепло железа, уносимое газами	488	0,26
			Тепло, уносимое выбрасываемым металлом	2848	1,49
			Тепловые потери	4778	2,50
			Невязка	86	0,05
Итого	191 131	100,0	Итого	191131	100,0

18. Расчет раскисления металла

В качестве раскислителя принят ферромарганец, который присаживается в ковш.

Расход ферромарганца определяем по формуле

$$g_{\text{FeMn}} = \frac{100 g_{\text{м}} ([\text{Mn}]_{\text{гот}} - [\text{Mn}]_{\text{ост}})}{[\text{Mn}]_{\text{FeMn}} (100 - U_{\text{Mn}})}.$$

Известно: $g_{\text{м}} = 89,602$ кг; $[\text{Mn}]_{\text{ост}} = 0,22\%$;
 $[\text{Mn}]_{\text{FeMn}} = 78\%$. Принимаем $[\text{Mn}]_{\text{гот}} = 0,45\%$; $U_{\text{Mn}} = 30\%$. Тогда

$$g_{\text{FeMn}} = \frac{100 \cdot 89,602 (0,450 - 0,220)}{78,0 (100 - 30)} = 0,377 \text{ кг.}$$

Для определения угара и усвоения элементов ферромарганца дополнительно принимаем: количество углерода, окисляющегося за время раскисления, составляет 50%; кремний ферромарганца полностью окисляется; фосфор ферромарганца полностью переходит в металл.

Результаты определения угара и усвоения элементов ферромарганца сведены в табл. 14.

Считаем, что примеси ферромарганца окисляются за счет кислорода, поступающего из воздуха во время выпуска металла. Количество кислорода можно найти, используя данные табл. 14:

$$g_{\text{O}_2} = 0,150 - 0,103 = 0,047 \text{ кг.}$$

19. Определение массы и состава металла после раскисления

Масса металла перед раскислением $g_{\text{м}} = 89,602$ кг.

Масса элементов, вносимых ферромарганцем, $m_{\text{FeMn}} = 0,274$ кг (см. табл. 14).

Масса готовой стали $g_{\text{м}}^{\text{гот}} = 89,602 + 0,274 = 89,876$ кг.

Состав металла после раскисления:

$$[\text{C}]_{\text{гот}} = (0,125 + 0,012) \frac{100}{89,876} = 0,152\%;$$

$$[\text{Mn}]_{\text{гот}} = (0,197 + 0,206) 1,113 = 0,449\%;$$

$$[\text{P}]_{\text{гот}} = (0,023 + 0,001) 1,113 = 0,027\%;$$

$$[\text{S}]_{\text{гот}} = (0,028 + 0,0) 1,113 = 0,031\%.$$

Таблица 14

Угар и усвоение элементов ферромарганца

Элемент	Количество элементов в ферромарганце, кг			Количество образовавшегося оксида, кг
	всего	окисляется	остается в металле	
C	$0,377 \frac{6,0}{100} = 0,023$	$0,023 \frac{50}{100} = 0,011$	0,012	$(CO) 0,011 \cdot \frac{90}{100} \cdot \frac{28}{12} = 0,023$ $(CO_2) 0,011 \cdot 0,1 \cdot \frac{44}{12} = 0,004$
Si	$0,377 \frac{1,0}{100} = 0,004$	0,004	—	$(SiO_2) 0,004 \frac{60}{28} = 0,009$
Mn	$0,377 \frac{78}{100} = 0,294$	0,088	0,206	$(MnO) 0,088 \frac{71}{55} = 0,114$
P	$0,377 \frac{0,3}{100} = 0,001$	—	0,001	—
Fe	$0,377 \frac{14,68}{100} = 0,055$	—	0,055	—
Всего	0,377	0,103	0,274	0,150

20. Определение расхода материалов на всю садку

Расчет расхода всех материалов, за исключением извести и дутья, не представляет особых трудностей. Расход извести находим с учетом степени усвоения извести, которую принимаем равной 0,8. При определении расхода дутья был принят коэффициент усвоения кислорода, равный 0,9, поэтому корректировка не требуется. Полученные расчетом данные о расходе материалов (т) приведены ниже:

Чугун	305,720
Лом	94,208
Окатыши	1,200
Известь	41,930
Боксит	3,200
Ферромарганец	1,508
Дутье	19555 м ³

Глава VII

ПРИМЕР РАСЧЕТА ПЛАВКИ ПРИ ПЕРЕДЕЛЕ ВЫСОКОФОСФОРИСТЫХ ЧУГУНОВ В СТАЛЕПЛАВИЛЬНЫХ АГРЕГАТАХ НЕПРЕРЫВНОГО ДЕЙСТВИЯ

1. Исходные данные

Требуется выполнить расчет выплавки стали марки 08Ю в сталеплавильном агрегате непрерывного действия производительностью 1,5 млн. т в год при следующих условиях:

- 1) основной исходной металлической шихтой является высокофосфористый жидкий чугун с температурой 1400°С и химическим составом, приведенным в табл. 15;
- 2) в качестве охладителей используются металлизированные и неметаллизированные окатыши (табл. 15 и 16);
- 3) раскисление проводится ферромарганцем (табл. 15), легирование — металлическим алюминием;
- 4) в качестве флюсов используются известь и боксит (табл. 16);
- 5) футеровка реакторов для окислительного рафинирования магнезитовая, а реактора для раскисления — легирования — шамотная (табл. 16). Переход магнези-

Таблица 15

Химический состав металлических материалов, %

Материалы	C	Si	Mn	P	S	Fe
Чугун	4,00	0,50	0,50	1,30	0,040	93,56
Металлизированные окатыши	1,0	13,9*	—	0,08	0,020	85,00
Ферромарганец ФМн78К	6,0	1,0	78,0	0,300	0,020	14,68
Готовая сталь 08Ю	≤0,07	≤0,03	0,20— 0,35	≤0,015	≤0,022	Al 0,02 0,07

* Неметаллическая (невосстановленная) часть окатышей, включающая, %:
 SiO_2 5; CaO 3,5; Al_2O_3 2; F_2O_3 2,4; FeO 1,0.

Таблица 16

Химический состав неметаллических материалов, %

Материалы	CaO	SiO_2	Fe_2O_3 *	FeO	Al_2O_3	MgO
Известь	90,0	2,0	—	—	1,0	1,8
Окатыши неметаллизо- ванные	3,5	5,0	86,0	1,3	2,0	1,0
Боксит	1,0	7,0	32,0	—	55,0	0,2
Магнезит	3,0	3,0	3,0	—	2,0	89,0
Шамот	1,0	60,0	2,0	—	37,0	—

Продолжение

Материалы	MnO	P_2O_5	S	CO_2	H_2O
Известь	—	0,10	0,10	4,0	1,0
Окатыши неметаллизо- ванные	0,1	0,05	0,05	—	1,0
Боксит	0,3	0,15	0,05	1,0	3,3
Магнезит	—	—	—	—	—
Шамот	—	—	—	—	—

товой футеровки в шлак составляет 0,7 кг/100 кг металла, шамотной—0,2 кг/100 кг металла.

2. Предварительные расчеты

*Технологическая схема плавки,
выбор числа и типа реакторов САНД*

Дефосфорация металла при переделе высокофосфористых чугунов — это главная технологическая задача. Ее успешное решение означает не только снижение содержания фосфора в металле в сто и более раз, но и получение фосфатшлака с возможно высоким содержанием P_2O_5 (не менее 10—15%), добиваясь при этом максимального перевода фосфора чугуна в фосфатшлак.

Из общей теории рафинирования металла шлаком [1] известно, что при проведении дефосфорации в одну стадию в режиме полного смешения металла и шлака возможно снижение содержания фосфора в металле до 10 раз. Следовательно, если принять режим полного смешения, то процесс дефосфорации высокофосфористого чугуна необходимо провести по крайней мере в две стадии (в двух реакторах). Но тогда только в первой стадии дефосфорации возможно получение фосфатшлака, а шлак второй стадии ввиду низкого содержания P_2O_5 не может служить в качестве фосфористого удобрения. Поэтому при переделе высокофосфористого чугуна непрерывным процессом рационально дефосфорацию металла провести в реакторе, обеспечивающем полный или ступенчатый противоток металла и шлака. В этом случае возможно обеспечение как высокой степени дефосфорации (достижение остаточного содержания фосфора в металле менее 0,005%), так и высокого содержания P_2O_5 в шлаке (15—20% и выше) при практически полном переводе фосфора чугуна в фосфатшлак.

Принимаем реактор полного противотока (электромагнитный желоб), поскольку он обеспечивает наилучшие условия дефосфорации металла.

В случае дефосфорации металла в противоточном реакторе формула (21) для определения предельного расхода шлака может быть представлена так:

$$g_{\text{шл}}^{\text{пред}} = 100 / (0,437 L'_P) = 229 / L'_P.$$

При переделе высокофосфористых чугунов обычно $L'_P > 100$, следовательно, $g_{\text{шл}}^{\text{пред}} \leq 2\%$. Количество неизбежно образующегося шлака в этом случае всегда не

менее 10—15%, т. е. в несколько раз превышает предельный расход.

Поэтому при дефосфорации высокофосфористого чугуна в противоточном реакторе остаточное содержание фосфора в металле определяется зависимостью (20) и будет составлять всего несколько тысячных долей процента, благодаря чему основная задача сводится к получению высококачественного фосфатшлака.

Для решения этой задачи необходимо определить потребное количество шлака, пользуясь следующей упрощенной формулой¹:

$$g_{\text{шл}} = 2,29 \cdot 10^2 [P]_{\text{чуг}} / (P_2O_5).$$

Согласно условиям (см. табл. 15), $[P]_{\text{чуг}} = 1,30\%$. Принимаем $(P_2O_5) = 20\%$. Следовательно, потребное количество шлака

$$g_{\text{шл}} = 2,29 \cdot 10^2 1,3/20 \approx 15 \text{ кг.}$$

Принимать содержание P_2O_5 в шлаке значительно выше 20% нежелательно, поскольку из практики передела высокофосфористых чугунов известно, что существует предел суммарного содержания P_2O_5 и SiO_2 , который обычно не превышает 30—35%. Если принять чрезмерно высокое содержание P_2O_5 , то тогда необходимо обеспечить низкое содержание кремния в чугуне (см. ниже, окисление кремния), что обычно вызывает осложнения процесса плавки в доменных печах.

Итак, первым реактором САНД должен быть противоточный реактор, основным назначением которого является дефосфорация металла. В этом реакторе для обеспечения получения высококачественного фосфатшлака с содержанием не менее 20% P_2O_5 необходимо иметь шлака не более 15%.

Десульфурация металла представляет вторую важную технологическую задачу. Наиболее простым вариантом технологии плавки и конструкции агрегата является случай, когда возможно совмещение процесса десульфурации с дефосфорацией, т. е. когда шлак, наводимый для достижения требуемой степени дефосфорации металла, обеспечивает и требуемую степень десуль-

¹ При выводе этой формулы принято, что в случае проведения процесса дефосфорации в противоточном реакторе металлическая шихта состоит из одного жидкого чугуна, а содержание фосфора в других материалах пренебрежимо мало.

фурации его. Поэтому в первую очередь следует выяснить, осуществим ли такой вариант плавки.

Выше было установлено, что для успешной дефосфорации металла в первом реакторе необходимо наводить примерно 15% шлака. Следует выяснить, является ли предельным это количество шлака для процесса десульфурации или нет. Для этого определяем предельный расход шлака для процесса десульфурации.

Коэффициент распределения серы между окислительным шлаком и металлом обычно составляет 3—5. Можно принять $L_S = 4$. Поэтому

$$g_{\text{шл}}^{\text{пред}} = 100/L_S = 100/4 = 25 \text{ кг.}$$

Как видим, количество шлака, наводимого для дефосфорации, значительно меньше предельного количества его, необходимого для десульфурации. Поэтому остаточное содержание серы в металле будет зависеть от начального содержания ее в чууне (исходном металле) и его следует определять по формуле (22), переписав ее так:

$$[S] = \frac{100 - L_S g_{\text{шл}}}{100} [S]_{\text{чуг.}}$$

Согласно условиям (см. табл. 15), $[S]_{\text{чуг.}} = 0,040\%$. Выше было найдено $g_{\text{шл}} = 15$ кг и принято $L_S = 4$. Тогда

$$[S] = \frac{100 - 4 \cdot 15}{100} 0,040 = 0,016\%.$$

Поступление в металл серы из неметаллических материалов (извести, твердых окислителей и др.) обычно не превышает 0,005%. Часть серы (до 10%) удаляется в газовую фазу. Следовательно, можно считать, что содержание серы в металле после дефосфорации не превысит 0,020%.

Достижение такого остаточного содержания серы в металле в случае выплавки стали марки 08Ю, в которой допустимо до 0,022% S (см. табл. 15), является достаточной степенью десульфурации. Следовательно, десульфурация вполне совмещается с процессом дефосфорации, т.е. она успешно протекает в первом противоточном реакторе, предназначенном для дефосфорации металла.

Если ввиду высокого содержания серы в чууне или требуемого очень низкого содержания ее в готовой ста-

ли (например, менее 0,010%) было бы невозможным совмещение десульфурации с дефосфорацией, то тогда потребовалось бы проведение дополнительной десульфурации металла. Если при дополнительной десульфурации требуется уменьшить содержание серы в металле не более чем в два раза, то тогда эту операцию можно провести в реакторе полного смешения металла и шлака. Если же при дополнительной десульфурации требуется более значительное удаление серы, то тогда лучше ее проводить в противоточном реакторе, применяя восстановительный жидкий известково-глиноземистый шлак или легкоплавкую шлакообразующую смесь.

Окисление углерода (обезуглероживание) металла в процессах производства стали не представляет сложности, если конечное содержание его не менее 0,05%. Принятая в примере марка стали представляет именно такой простой случай. Поэтому процесс обезуглероживания можно было бы совместить с процессом дефосфорации. Однако такое совмещение нежелательно по следующим причинам.

Во-первых, процесс дефосфорации является экзотермическим процессом, поэтому проведение его термодинамически предпочтительно при возможно низких температурах, составляющих в среднем около 1450°С. Если же процесс обезуглероживания полностью совместить с процессом дефосфорации, то тогда температура металла должна быть равна конечной, составляющей 1600°С и выше, т.е. чрезмерно высокой для процесса дефосфорации.

Во-вторых, при полном совмещении процессов дефосфорации и обезуглероживания возникают трудности синхронизации процессов нагрева и обезуглероживания металла.

Поэтому процесс обезуглероживания металла необходимо провести в две стадии: первая стадия — это частичное окисление углерода в реакторе для дефосфорации; вторая стадия — в следующем специальном реакторе, предназначенном для завершения процессов обезуглероживания и нагрева металла, проведя эти процессы синхронно. Этот специальный реактор может быть конверторного или струйного типа. Примем струйный вариант реактора, поскольку в таком реакторе кинетические условия для окисления углерода лучше.

Окисление марганца неизбежно при дефосфорации

металла. Окисление марганца в случае проведения рафинирования металла в противоточном реакторе будет практически полным, так как коэффициент распределения марганца между шлаком и металлом при температуре около 1450°С обычно составляет 30—50 и выше, следовательно, предельный расход шлака равен всего 2—3%, т. е. в несколько раз меньше наводимого в целях дефосфации.

Для дальнейших расчетов важно знать возможное содержание MnO в шлаке, которое приближенно можно определить по формуле

$$(MnO) = 1,29 \cdot 10^2 [Mn] / g_{шл}.$$

Согласно условиям (см. табл. 15), $[Mn]_{чуг} = 0,60\%$. Предварительным расчетом выше было установлено, что $g_{шл} = 15$ кг. Поэтому

$$(MnO) = 1,29 \cdot 10^2 \cdot 0,5 / 15 \approx 4,3\%.$$

Это содержание MnO в шлаке является обычным для окислительных рафинировочных шлаков. Оно может быть увеличено по крайней мере до 15—20% с пользой для шлакообразования (чем выше содержание MnO в шлаке, тем быстрее растворяется известь), если повышение содержания марганца в чугуне не приводит к ухудшению технико-экономических показателей доменной плавки.

Итак, в принятых условиях окисление марганца неизбежно во время дефосфации металла, и оно не затрудняет, а стимулирует процесс дефосфации.

Окисление кремния неизбежно практически полностью при дефосфации металла даже в реакторах полного смешения. Поэтому возможность совмещения процессов окисления кремния и фосфора определяется содержанием SiO_2 в шлаке, которое зависит главным образом от содержания кремния в чугуне и может быть рассчитано по формуле

$$(SiO_2) = 10^2 \frac{2,14 [Si]_{чуг} + g_{SiO_2}^{дп}}{g_{шл}}. \quad (147)$$

Согласно условиям (табл. 16) $[Si]_{чуг} = 0,5\%$. Принимаем $g_{SiO_2}^{дп} = 0,5$ кг. Тогда

$$(SiO_2) = 10^2 \cdot 2,14 \cdot 0,5 + 0,5 / 15 \approx 10\%.$$

Из практики передела высокофосфористых чугунов в агрегатах периодического действия известно, что в первичных высокофосфористых шлаках наблюдается постоянство суммы $(P_2O_5) + (SiO_2)$, максимальное значение которой колеблется в пределах 30—35%. В нашем случае $(P_2O_5) + (SiO_2) = 20 + 10 = 30\%$, т. е. полное совмещение процессов дефосфорации и окисления кремния вполне возможно.

Если ввиду высокого содержания кремния в чугуне получается высокое содержание SiO_2 в шлаке, приводящее к сумме $(P_2O_5) + (SiO_2) > 35\%$, то тогда следует поступать следующим образом.

Потребовать такое содержание кремния в чугуне, при котором указанная сумма не выходит за допустимые пределы. Максимально допустимое содержание кремния в чугуне, при котором еще возможно совмещение процесса его окисления с дефосфорацией, можно приближенно определить по формуле

$$[Si]_{\text{чуг}}^{\text{max}} = 1,07 \left[\frac{(SiO_2 + P_2O_5)}{(P_2O_5)} - 1 \right] [P]_{\text{чуг}}. \quad (148)$$

Уже было принято: $[P]_{\text{чуг}} = 1,3\%$; $(P_2O_5) = 20\%$. Примем $(SiO_2 + P_2O_5) = 30\%$. Тогда

$$[Si]_{\text{чуг}}^{\text{max}} = 1,07 \left(\frac{30}{20} - 1 \right) 1,3 = 0,7\%.$$

Если требование об ограничении содержания кремния не выше $[Si]_{\text{чуг}}^{\text{max}}$ не выполнено, то тогда следует предусмотреть специальный реактор с кислой футеровкой для предварительного окисления кремния. При этом кремний чугуна не должен быть полностью удален, поскольку умеренное количество кремния в металле, близкое $[Si]_{\text{чуг}}^{\text{max}}$, ускоряет шлакообразование, т. е. стимулирует процесс дефосфорации. Кроме того, кремний, содержащийся в рафинируемом металле, улучшает тепловой баланс.

Как видно из результатов приведенных предварительных расчетов, рафинирование чугуна принятого химического состава может быть осуществлено в две стадии, т. е. для этого достаточно иметь два реактора. Кроме того, еще один реактор необходим для проведения процесса раскисления-легирования стали, поскольку в первых двух реакторах проводится окислительное рафинирование, с которым невозможно совмещение раскисле-

ния и легирования. Этот третий реактор должен обеспечить полное смешение рафинированного металла и раскисляющих-легирующих добавок.

Таким образом, САНД должен иметь три реактора: первый реактор — противоточного рафинирования, предназначенный главным образом для обеспечения глубокой дефосфорации металла и получения фосфатшлака. В нем также достигается требуемая степень десульфурации металла, практически полное окисление кремния и марганца, а также частичное окисление углерода; второй реактор — струйного рафинирования, в котором завершаются процессы обезуглероживания и нагрева металла; третий реактор — для раскисления-легирования металла.

Температурный режим плавки и режим окисления углерода

Температурный режим плавки должен быть таким, чтобы, во-первых, были обеспечены наиболее благоприятные температурные условия дефосфорации металла, поскольку она является наиболее сложной технологической задачей, во-вторых, температура конечной (готовой) жидкой стали находилась в требуемых пределах.

Температура конечного металла (t_m^k) может быть определена по формуле

$$t_m^k = 1530 - 80 [C] + \Delta t_k,$$

где $[C]$ — содержание углерода в металле, %; Δt_k — требуемый перегрев конечного металла выше температуры плавления, °С.

Если металл после САНД непосредственно передается на МНЛЗ, то тогда перегрев металла должен быть минимальным, не превышающим 20—40°. Примем $\Delta t = 30^\circ$. Содержание углерода в готовой стали должно быть в среднем 0,08%. Поэтому

$$t_m^k = 1530 - 80 \cdot 0,08 + 30 = 1555^\circ\text{С}.$$

Температура металла, выходящего из второго реактора (t_2), должна быть выше температуры конечного металла на величину возможного охлаждения его в третьем реакторе во время раскисления-легирования.

Снижение температуры металла при введении в него 1% твердого холодного ферросплава обычно состав-

ляет 10—15° С. В рассматриваемом примере расход раскислителей составит около 0,5% ферромарганца и около 0,1% алюминия. Снижение температуры металла в закрытых футерованных проточных емкостях от потери тепла в окружающую среду обычно не превышает 5° С. Поэтому общее охлаждение металла в третьем реакторе можно принять равным 10° С.

Следовательно, необходимо принять $t_2 = 1555 + 10 = 1565^\circ \text{C}$.

Температура металла в первом реакторе (t_1) должна быть оптимальной для проведения процесса дефосфорации и может колебаться в пределах 1400—1500° С. Поэтому принимаем $t_1 = 1450^\circ \text{C}$.

Режим окисления углерода. Согласно принятой выше технологической схеме плавки, окисление углерода должно быть проведено в две стадии: предварительно в первом противоточном реакторе при дефосфорации металла и окончательно во втором реакторе, в котором завершается обезуглероживание и нагрев металла. При этом нагрев осуществляется только за счет тепла реакции окисления углерода.

В принятом варианте технологической схемы нет необходимости в предварительном определении количества углерода, окисленного по стадиям процесса. В первой стадии углерод окисляется в том количестве, какое неизбежно при нормальном проведении процесса дефосфорации — по шлаковому и температурному режимам. Во второй стадии окисляется все избыточное количество до требуемого содержания в готовой стали.

В первой стадии углерода обычно окисляется до 1%, следовательно, основное количество его окисляется во втором реакторе. Поскольку второй реактор принят струйного типа, где основным окислителем является газообразный кислород, во второй стадии плавки необходима присадка охладителя для синхронизации процессов обезуглероживания и нагрева металла.

3. Расчет плавки в первом реакторе

Расход окислителей

В непрерывных сталеплавильных процессах, как и в периодических процессах, в качестве окислителя возможно применение газообразного кислорода и твердых окис-

лителей. При проведении дефосфорации в противоточном реакторе необходимо стремиться обеспечить максимально допустимый по тепловому балансу расход твердых окислителей, поскольку оксиды железа, содержащиеся в них, принимают непосредственное участие в формировании шлака. А этот фактор, как известно, играет решающую роль при дефосфорации металла.

Учитывая сказанное, определение расхода окислителей удобно вести в два приема. Сначала, исходя из баланса кислорода, рассчитать расход твердых окислителей на полное формирование шлака — на образование оксидов железа шлака и окисление примесей, оксиды которых переходят в шлак (фосфора, кремния, марганца). После этого по тепловому балансу определить расход окислителя на окисление углерода.

Расход твердых окислителей (окатышей) на образование оксидов железа шлака и окисление шлакообразующих примесей металла рассчитываем по формуле

$$g_{\text{т.о}}^{\text{ш.о}} = \frac{[22,2 (\text{FeO}) + 30 (\text{Fe}_2\text{O}_3)] g_{\text{шл}} + 10^4 (1,29 [\text{P}]_{\text{чуг}} + \rightarrow \\ \rightarrow \frac{+ 1,14 [\text{Si}]_{\text{чуг}} + 0,29 [\text{Mn}]_{\text{чуг}})}{30 (\text{Fe}_2\text{O}_3)_{\text{т.о}} + \rightarrow \\ + 22,2 (\text{FeO})_{\text{т.о}}} \quad (149)$$

Известно из условий (см. табл. 15, 16) $[\text{P}]_{\text{чуг}} = 1,3\%$; $[\text{Si}]_{\text{чуг}} = 0,5\%$; $[\text{Mn}]_{\text{чуг}} = 0,5\%$; $(\text{Fe}_2\text{O}_3)_{\text{т.о}} = 86\%$; $(\text{FeO})_{\text{т.о}} = 1,3\%$. Было определено выше $g_{\text{шл}} = 15$ кг. Принимаем, исходя из практических данных, $(\Sigma \text{FeO}) = 18\%$, из них $(\text{FeO}) = 12\%$; $(\text{Fe}_2\text{O}_3) = 6\%$. Тогда

$$g_{\text{т.о}}^{\text{ш.о}} = \frac{(22,2 \cdot 12 + 30 \cdot 6) 15 + 10^4 (1,29 \cdot 1,3 + \rightarrow \\ \rightarrow \frac{+ 1,14 \cdot 0,5 + 0,29 \cdot 0,5)}{30 \cdot 86 + \rightarrow \\ + 22,2 \cdot 1,3} = 11,765 \text{ кг.}$$

Чтобы определить количество углерода, которое необходимо окислить в первом реакторе, а также количество и вид окислителей, требуемых для его окисления, сначала необходимо установить, какое количество тепла должно быть поглощено или выделено при окислении углерода, чтобы обеспечить требуемый температурный режим процесса. В этих целях пользуемся уравнением теплового баланса, решив его относительно интересующей нас статьи:

$$Q_{[C]} = (Q_m^{\text{физ}} + Q_{\text{шл}}^{\text{физ}} + Q_{\text{г}}^{\text{физ}} + Q_{\text{т.о}}^{\text{разл}} + Q_{\text{пот}}) - \\ - (Q_{\text{чуг}}^{\text{физ}} + Q_{\Sigma[E]} + Q_{(\Sigma\text{FeO})}^{\text{обр}} + Q_{\text{ш.о}}). \quad (150)$$

Обеспечение окисления углерода с тепловым эффектом, требуемым для каждого конкретного случая, возможно применением комбинированного окислителя — смеси с переменным содержанием твердого окислителя и газообразного кислорода, т.е. комбинированием эндотермической и экзотермической реакций окисления углерода.

Для определения величины и знака $Q_{[C]}$ по вышеприведенной формуле значениями малозначащих статей задаемся, учитывая практически встречающиеся пределы их изменения: $Q_{\text{г}}^{\text{физ}} + Q_{\text{пот}} = 3000 \div 8000$ кДж. Принимаем $Q_{\text{г}}^{\text{физ}} + Q_{\text{пот}} = 5500$ кДж. Остальные статьи баланса определяем предварительным расчетом.

Физическое тепло чугуна

$$Q_{\text{чуг}}^{\text{физ}} = 100(61,9 + 0,88t_{\text{чуг}}),$$

где 100 — количество исходного чугуна, кг; $t_{\text{чуг}}$ — температура чугуна, которая, согласно условиям, составляет 1400°C .

Поэтому

$$Q_{\text{чуг}}^{\text{физ}} = 100(61,9 + 0,88 \cdot 1400) = 129390 \text{ кДж.}$$

Тепло окисления других примесей чугуна, кроме углерода:

$$Q_{\Sigma[E]} = 21730 [P]_{\text{чуг}} + 26970 [\text{Si}]_{\text{чуг}} + 7000 [\text{Mn}]_{\text{чуг}}.$$

Известно $[P]_{\text{чуг}} = 1,3\%$; $[\text{Si}]_{\text{чуг}} = 0,5\%$; $[\text{Mn}]_{\text{чуг}} = 0,5\%$. Поэтому

$$Q_{\Sigma(E)} = 21730 \cdot 1,3 + 26970 \cdot 0,5 + \\ + 7000 \cdot 0,5 = 45234 \text{ кДж.}$$

Тепло образования оксидов железа шлака

$$Q_{(\Sigma\text{FeO})}^{\text{обр}} = 10^{-2} g_{\text{шл}} [3707 (\text{FeO}) + 5278 (\text{Fe}_2\text{O}_3)].$$

Выше было найдено $g_{\text{шл}} = 15\%$ и принято $(\text{FeO}) = 12\%$; $(\text{Fe}_2\text{O}_3) = 6\%$. Поэтому

$$Q_{(\Sigma\text{FeO})}^{\text{обр}} = 10^{-2} (3707 \cdot 12 + 5278 \cdot 6) 15 = 11423 \text{ кДж.}$$

Тепло шлакообразования

$$Q_{\text{ш.о}} = [6,28 (\text{CaO}) + 14,64 (\text{SiO}_2) + 41,84 (\text{P}_2\text{O}_5)] g_{\text{шл}}.$$

Известно $g_{\text{шл}}=15\%$; $(\text{SiO}_2)=10\%$; $(\text{P}_2\text{O}_5)=20\%$. Принимаем $(\text{CaO})=38\%$, учитывая, что в высокофосфористых шлаках при умеренных температурах содержание этого компонента обычно колеблется в пределах 35—40%.

Следовательно:

$$Q_{\text{шо}} = (6,28 \cdot 38 + 14,64 \cdot 10 + 41,84 \cdot 20) 15 = 18328 \text{ кДж.}$$

Физическое тепло металла после дефосфорации

$$Q_{\text{м}}^{\text{физ}} = (54,8 + 0,84t_1) g_{\text{м}},$$

где t_1 — температура металла, °C; $g_{\text{м}}$ — выход (масса) металла после дефосфорации, который при принятом варианте технологии (P, Si и Mn окисляются кислородом оксидов железа) обычно изменяется в пределах 101—103 кг (%).

Было принято $t_1=1450^\circ\text{C}$. Принимаем $g_{\text{м}}=102,0$ кг. Поэтому

$$Q_{\text{м}}^{\text{физ}} = (54,8 + 0,84 \cdot 1450) 102,0 = 129744 \text{ кДж.}$$

Физическое тепло конечного шлака

$$Q_{\text{шл}}^{\text{физ}} = (2,09t_{\text{шл}} - 1379) g_{\text{шл}},$$

где $t_{\text{шл}}$ — температура шлака, которую принимаем равной t_1 . Поэтому

$$Q_{\text{шл}}^{\text{физ}} = (2,09 \cdot 1450 - 1379) 15 = 24772 \text{ кДж.}$$

Тепло разложения оксидов железа твердого окислителя

$$Q_{\text{т.о}}^{\text{разл}} = 10^{-2} [5278 (\text{Fe}_2\text{O}_3)_{\text{т.о}} + 3707 (\text{FeO})_{\text{т.о}}] g_{\text{т.о}}^{\text{шо}}.$$

Известно $(\text{Fe}_2\text{O}_3)_{\text{т.о}}=86\%$; $(\text{FeO})_{\text{т.о}}=1,3\%$; $g_{\text{т.о}}^{\text{шо}}=11,77$ кг.

$$Q_{\text{т.о}}^{\text{разл}} = 10^{-2} (5278 \cdot 86 + 3707 \cdot 1,3) 11,77 = 53990 \text{ кДж.}$$

Теперь, когда вычислены величины всех статей теплового баланса, можно определить

$$Q_{[\text{C}]} = (129744 + 24772 + 53990 + 5500) - \\ - (129390 + 45234 + 11423 + 18328) = 9627 \text{ кДж.}$$

Как видим, приход тепла, главными статьями которого являются физическое тепло чугуна и химическое тепло окисления шлакообразующих примесей металла

(P, Si, Mn) кислородом твердых окислителей, является недостаточным для достижения заданной температуры металла и шлака в конце дефосфорации.

В целях упрощения технологии плавки и конструкции реактора лучше этот недостаток тепла компенсировать только за счет тепла реакции окисления углерода (не подводить тепло из внешних источников).

При окислении 1% углерода металла холодным газообразным кислородом выделяется около 12 500 кДж тепла. Следовательно, для устранения недостатка тепла требуется окисление около 0,8% углерода. Поскольку металлическая шихта состоит только из чугуна, в котором 4% углерода, сведение теплового баланса процесса дефосфорации за счет тепла реакции окисления углерода вполне возможно.

Принимаем, что при дефосфорации чугуна окисляется 1% углерода. Если весь этот углерод окислить газообразным кислородом, то возникнет избыток тепла. Чтобы избежать этого, необходимо часть углерода окислить кислородом твердого окислителя.

Долю углерода, которая должна быть окислена кислородом твердого окислителя, чтобы обеспечить требуемый нагрев ванны (синхронное проведение процессов рафинирования и нагрева металла), можно рассчитать по формуле

$$X_{т.о} = \frac{\Delta H_{[C]}^{x.k} - (\pm q_{[C]})}{\Delta H_{[C]}^{x.k} + \Delta H_{[C]}^{т.о}}, \quad (151)$$

где $\Delta H_{[C]}^{x.k}$ — теплота реакции окисления 1% [C] холодным газообразным кислородом при температуре ванны, кДж; $\Delta H_{[C]}^{т.о}$ — то же, холодным твердым окислителем, кДж; $q_{[C]}$ — количество тепла, которое должно быть сообщено (+) или отнято (—) при окислении 1% [C], кДж.

По физическому смыслу величины $X_{т.о}$ нормальными пределами изменения ее являются $0 \leq X_{т.о} \leq 1$.

Случай $X_{т.о} = 0$ означает окисление углерода одним газообразным кислородом и он возможен тогда, когда $+q_{[C]} = \Delta H_{[C]}^{x.k}$. Случай $X_{т.о} = 1$ при $-q_{[C]} = \Delta H_{[C]}^{x.k}$ и означает окисление углерода кислородом только твердого окислителя.

Иначе говоря, нормальное регулирование температуры ванны изменением теплового эффекта реакции окис-

ления углерода, изменяя соотношение кислорода дутья и твердого окислителя, возможно, если соблюдается условие $|q_{[C]}| \leq \Delta H_{[C]}^{x.k}$.

При $+q_{[C]} > \Delta H_{[C]}^{x.k}$, $X_{т.о} < 0$, что означает невозможность нагрева ванны до заданной температуры, если даже весь углерод окислить одним кислородом дутья, т.е. свидетельствует о чрезмерно большом недостатке тепла для данного количества окисляемого углерода.

Когда $-q_{[C]} > \Delta H_{[C]}^{x.k}$, $X_{т.о} > 1$, т.е. имеет место такой большой избыток тепла, который невозможно поглотить, если даже все количество углерода окислить одним кислородом твердого окислителя.

Каждая из величин, входящая в зависимость (151), может быть определена расчетом.

Теплота реакции окисления углерода холодным газообразным кислородом при температуре ванны

$$\Delta H_{[C]}^{x.k} = 11880 + 237,9(CO_2) - [0,95 + 0,02(CO_2)]\bar{t},$$

где (CO_2) — содержание CO_2 в продуктах реакции, %; $\bar{t}$ — средняя температура ванны, при которой протекает окисление углерода, °C.

Уже принято было $\bar{t} = t_1 = 1450^\circ C$. Принимаем $(CO_2) = 10\%$. Поэтому

$$\begin{aligned} \Delta H_{[C]}^{x.k} &= 11880 + 237,9 \cdot 10 - (0,95 + 0,02 \cdot 10) \times \\ &\times 1450 = 12590 \text{ кДж.} \end{aligned}$$

Количество тепла, которое должно быть сообщено или отнято при окислении углерода:

$$q_{[C]} = \pm Q_{[C]} / \Delta [C],$$

где $Q_{[C]}$ — недостаток (+) или избыток (—) тепла, определяемый по формуле (150), кДж; $\Delta [C]$ — возможное снижение углерода при дефосфорации, %.

Уже было определено $Q_{[C]} = +9627$ кДж и принято $\Delta [C] = 1,0\%$. Следовательно:

$$q_{[C]} = +9627 \text{ кДж.}$$

Теплота реакции окисления углерода кислородом холодного твердого окислителя

$$\Delta H_{[C]}^{т.о} = \frac{100\alpha_c}{30(Fe_2O_3)_{т.о} + 22,2(FeO)_{т.о}} \{6695,4(Fe_2O_3)_{т.о} +$$

$$+ 5128,6 (\text{FeO})_{\text{т.о}} + [209 - 1,5 (\text{Fe}_2\text{O}_3)_{\text{т.о}} - 1,44 (\text{FeO})_{\text{т.о}}] \times \\ \times t - 137900 \} - \Delta H_{[\text{C}]}^{\text{х.к}}. \quad (152)$$

Известно: $(\text{Fe}_2\text{O}_3)_{\text{т.о}} = 86\%$; $(\text{FeO})_{\text{т.о}} = 1,3\%$; $t = 1450^\circ \text{C}$; $\Delta H_{[\text{C}]}^{\text{х.к}} = 12590$ кДж. Величину α_c находим расчетом:

$$\alpha_c = 1,33 + 10^{-2} \cdot 1,34 (\text{CO}_2) = 1,33 + 10^{-2} \cdot 1,34 \times \\ \times 10 = 1,46 \text{ кг/кг углерода.}$$

После этого находим

$$\Delta H_{[\text{C}]}^{\text{т.о}} = \frac{100 \cdot 1,46}{30 \cdot 86 + 22,2 \cdot 1,3} \{ 6695,4 \cdot 86 + 5128,6 \cdot 1,3 + \\ + [209 - 1,5 \cdot 86 - 1,44 \cdot 1,3] 1450 - 137900 \} - \\ - 12590 = 18617 \text{ кДж.}$$

Теперь все данные для определения $X_{\text{т.о}}$ по формуле (151) имеются:

$$X_{\text{т.о}} = \frac{12580 - 9627}{12580 + 18617} = 0,095.$$

После этого можно определить расход твердого окислителя (окатышей) на окисление углерода $g_{\text{т.о}}^{[\text{C}]}$ по формуле

$$g_{\text{т.о}}^{[\text{C}]} = 10^4 \frac{\alpha_c \Delta [\text{C}] X_{\text{т.о}}}{30 (\text{Fe}_2\text{O}_3)_{\text{т.о}} + 22,2 (\text{FeO})_{\text{т.о}}}. \quad (153)$$

Все величины, входящие в правую часть этого уравнения, известны:

$$g_{\text{т.о}}^{[\text{C}]} = 10^4 \frac{1,46 \cdot 1,0 \cdot 0,095}{30 \cdot 86 + 22,2 \cdot 1,3} = 0,532 \text{ кг.}$$

Общий расход твердого окислителя для проведения процесса в первом реакторе

$$g_{\text{т.о}} = g_{\text{т.о}}^{\text{ш.о}} + g_{\text{т.о}}^{[\text{C}]} = 11,765 + 0,532 = 12,297 \text{ кг.}$$

Для ускорения шлакообразования необходимо в шихту вводить боксит, охлаждающий эффект и окислительная способность которого ниже охлаждающего эффекта твердых окислителей на 20—30%. Обычно расходуют 1—2% боксита. Принимаем расход боксита 1,5%, ввиду чего необходимо снизить расход окатышей примерно на 1,25 кг.

Поэтому окончательно $g_{ок} = 11,047$ кг.

Расход газообразного кислорода (дутья) на окисление углерода рассчитываем по формуле

$$g_d^{[C]} = 100 \frac{\alpha_c \Delta [C] (1 - X_{т.о})}{O_2^d}, \quad (154)$$

где O_2^d — содержание кислорода в дутье, %.

Известно: $\alpha_c = 1,46$ кг/кг углерода; $\Delta [C] = 1,0\%$; $X_{т.о} = 0,095$. Принимаем $O_2^d = 95\%$. Тогда

$$g_d^{[C]} = 100 \frac{1,46 \cdot 1,0 (1 - 0,095)}{95} = 1,391 \text{ кг.}$$

Расход извести

Расход извести определяем по формуле

$$g_{изв} = \frac{g_{шл} (CaO) - 100 g_{CaO}^{др}}{(CaO)_{изв}}, \quad (155)$$

где $g_{изв}$ — расход извести, кг (%); $g_{CaO}^{др}$ — поступление в шлак CaO из других источников, кроме извести, кг (%); $(CaO)_{изв}$ и (CaO) — соответственно содержание CaO в извести и конечном шлаке, %.

Известно: $(CaO)_{изв} = 90\%$; $(CaO) = 38\%$; $g_{шл} = 15\%$. Определение величины $g_{CaO}^{др}$ удобно свести к заполнению граф 3—6 табл. 17.

Определяем расход извести:

$$g_{изв} = \frac{15 \cdot 38 - 100 \cdot 0,417}{90} = 5,870 \text{ кг.}$$

Уточненное количество шлака

Уточненное количество шлака $g_{шл}$ вычисляем по формуле (1):

$$g_{шл} = \frac{100}{100 - (\Sigma FeO)} [2,14 \Delta [Si] + 2,29 \Delta [P] + 1,29 \Delta [Mn] + g_{ш.о}^{др}],$$

где $g_{ш.о}^{др}$ — количество шлакообразующих без оксидов железа, вносимых всеми материалами, кроме металлической шихты, кг.

Выше было принято $(\Sigma FeO) = 18\%$. Для этого приближенного расчета принимаем, что кремний, фосфор,

Определение состава и количества шлака и газа, образующихся в первом реакторе

Компоненты		Вносятся, кг							Шлак первого реактора	
группа	химическая формула	футеровкой	окатышами	бокситом	итого по 3—5	известью	металлической частью шихты	итого по 6—8	кг	%
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
Шлакообразующие без оксидов железа	CaO	$3 \frac{0,5}{100} = 0,015$	$3,5 \frac{11,05}{100} = 0,387$	$1 \frac{1,5}{100} = 0,015$	0,417	$90 \frac{5,870}{100} = 5,282$	—	5,699	5,699	35,90
	SiO ₂	0,015	0,553	0,105	0,673	0,117	1,071	1,861	1,861	11,73
	P ₂ O ₅	—	0,006	0,002	0,008	0,006	2,973	2,987	2,987	18,82
	Al ₂ O ₃	0,010	0,220	0,825	1,055	0,059	—	1,114	1,114	7,02
	MnO	—	0,011	0,004	0,015	—	0,642	0,657	0,657	4,14
	MgO	0,445	0,110	0,003	0,558	0,106	—	0,664	0,664	4,18
	S	—	0,006	0,001	0,007	0,006	0,021	0,034	0,034	0,21
Итого	0,485	1,293	0,955	2,723	5,576	4,707	13,016	13,016	82,00	
Оксиды железа	Fe ₂ O ₃	0,015	9,503	0,480	9,998	—	—	9,998	0,952	6,00
	FeO	—	0,144	—	0,144	—	—	0,144	1,905	12,00
	Итого	0,015	9,647	0,480	10,142	—	—	10,142	2,857	18,00
Легучие	CO	—	—	—	—	—	1,917	1,917	—	—
	CO ₂	—	—	0,015	0,015	0,235	0,335	0,585	—	—
	H ₂ O	—	0,110	0,050	0,150	0,059	—	0,219	—	—
	Итого	—	0,110	0,065	0,175	0,294	2,252	2,721	—	—
	Всего	0,500	11,05	1,500	13,050	5,870	6,959	25,879	15,973	100,00

марганец чугуна в противоточном реакторе окисляются полностью, т. е. $\Delta[\text{Si}] = [\text{Si}]_{\text{чуг}} = 0,5\%$; $\Delta[\text{P}] = [\text{P}]_{\text{чуг}} = 1,3\%$; $\Delta[\text{Mn}] = [\text{Mn}]_{\text{чуг}} = 0,5\%$.

Величину $g_{\text{ш.о}}^{\text{др}}$ находим сложением данных граф 6 и 7 табл. 17: $g_{\text{ш.о}}^{\text{др}} = 2,733 + 5,576 = 8,349$ кг.

Тогда

$$g_{\text{шл}} = \frac{100}{100 - 18} (2,14 \cdot 0,5 + 2,29 \cdot 1,3 + 1,29 \cdot 0,5 + 8,349) = 15,910 \text{ кг.}$$

Остаточное содержание шлакообразующих примесей в металле

Кремний в основных процессах (под основным шлаком) окисляется практически полностью, т. е. в расчетах можно принять $[\text{Si}] \approx 0$.

Марганец имеет высокий коэффициент распределения между окислительным шлаком и металлом (при 1450°C $L_{\text{Mn}} = 30 \div 50$ и более). Предельный расход шлака составляет всего 2—3%. Следовательно, ожидаемый выход шлака, составляющий 15,910%, в несколько раз превышает предельный расход и остаточное содержание марганца в металле следует определять по формуле (20), переписанной для случая марганца так:

$$[\text{Mn}]_1 = \frac{100 \Sigma \text{Mn}_{\text{ш.м}}}{L_{\text{Mn}} g_{\text{шл}}},$$

где $\Sigma \text{Mn}_{\text{ш.м}}$ — количество марганца, вносимое в ванну шлакообразующими материалами, кг (%).

Известно $g_{\text{шл}} = 15,910$ кг. Принимаем $L_{\text{Mn}} = 30$. Согласно графе 6 табл. 17, $\Sigma (\text{MnO})_{\text{ш.м}} = 0,015$ кг. Следовательно, $\Sigma \text{Mn}_{\text{ш.м}} = \frac{55}{11} 0,015 = 0,012$ кг. Поэтому

$$[\text{Mn}]_1 = \frac{100 \cdot 0,012}{30 \cdot 15,910} = 0,003\%.$$

Фосфор обычно имеет коэффициент распределения не менее чем марганец ($L'_P = (\text{P}_2\text{O}_5)/[\text{P}] = 50 \div 150$). Поэтому остаточное содержание фосфора в металле следует определять по формуле

$$[\text{P}]_1 = \frac{100 \Sigma (\text{P}_2\text{O}_5)_{\text{ш.м}}}{L'_P g_{\text{шл}}},$$

Принимаем $L'_P = 50$. Согласно данным граф 6 и 7 табл. 17, $\Sigma(P_2O_5)_{ш.м} = 0,008 + 0,006 = 0,014$ кг. Тогда

$$[P]_I = \frac{100 \cdot 0,014}{50 \cdot 15,91} = 0,002\%.$$

Сера имеет низкий коэффициент распределения между окислительным шлаком и металлом ($L_S = 3 \div 5$). Поэтому $g_{ш.л} = 15,910$ кг значительно меньше предельного расхода, и остаточное содержание серы в металле следует рассчитать по формуле (22):

$$[S]_I = \frac{100 - L_S g_{ш.л}}{100} (\Sigma S_{ш.л} + [S]_{ч.уг}).$$

Известно: $[S]_{ч.уг} = 0,040\%$; $g_{ш.л} = 15,910$ кг. Принимаем $L_S = 4$. Согласно данным граф 6 и 7 табл. 17, $\Sigma S_{ш.м} = 0,007 + 0,006 = 0,013\%$. Поэтому

$$[S]_I = \frac{100 - 4 \cdot 15,910}{100} (0,013 + 0,040) = 0,019\%.$$

Количество удаляемых из металла шлакообразующих примесей

$$\Delta [Si] = [Si]_{ч.уг} - [Si]_I = 0,500 - 0,0 = 0,500 \text{ кг};$$

$$\Delta [Mn] = [Mn]_{ч.уг} - [Mn]_I = 0,500 - 0,003 = 0,497 \text{ кг};$$

$$\Delta [P] = [P]_{ч.уг} - [P]_I = 1,300 - 0,002 = 1,298 \text{ кг};$$

$$\Delta [S] = [S]_{ч.уг} - [S]_I = 0,040 - 0,019 = 0,021 \text{ кг}.$$

$$\text{Итого } g_{\Sigma \Delta [E]_I} = 2316 \text{ кг}.$$

Количество и состав шлака

Расчеты состава и количества шлака сводятся к заполнению граф 8—11 табл. 17. Для заполнения графы 8 данные имеются. Для ее заполнения количество окисленных примесей $\Delta [Mn]$, $\Delta [Si]$ и $\Delta [P]$ пересчитываем в оксиды, а количество серы вносится без пересчета. В графу 9 вносятся суммарные данные граф 6—8. При заполнении граф 10 и 11 содержание оксидов железа в шлаке принимается равным ранее принятому при расчете расхода окислителей $(FeO) = 12\%$; $(Fe_2O_3) = 6\%$.

Остаточное содержание углерода в металле

Остаточное содержание углерода в металле первого реактора можно определить по простой зависимости

$$[C]_1 = [C]_{\text{уг}} - \Delta[C]_1,$$

где $\Delta[C]_1$ — количество углерода, окисляющееся в первом реакторе, %.

Величину $\Delta[C]_1$ можно определить, используя уравнение баланса кислорода:

$$\Delta[C]_1 = \frac{1}{\alpha_c} [(g_{O_2}^{\Sigma FeO} + g_{O_2}^{\Delta} + g_{O_2}^{\text{изв}}) - (g_{O_2}^E + g^{\Sigma FeO})]. \quad (156)$$

Известно $\alpha_c = 1,46$ кг/кг. Значения остальных величин (статей баланса кислорода) определяем расчетом.

Количество кислорода, поступающего в ванну из оксидов железа всех материалов:

$$g_{O_2}^{\Sigma FeO} = 10^{-2} (30g_{Fe_2O_3} + 22,2g_{FeO}),$$

где $g_{Fe_2O_3}$, g_{FeO} — количества Fe_2O_3 и FeO , поступающие из всех источников, кг.

Известно (табл. 17, графа 9) $g_{Fe_2O_3} = 9,998$ кг; $g_{FeO} = 0,144$ кг. Тогда

$$g_{O_2}^{\Sigma FeO} = 10^{-2} (30 \cdot 9,998 + 22,2 \cdot 0,144) = 3,031 \text{ кг.}$$

Количество кислорода дутья

$$g_{O_2}^{\Delta} = O_2 g_d^{[C]} / 100.$$

Известны все величины, входящие в эту формулу:

$$g_{O_2}^{\Delta} = 95 \cdot 1,391 / 100 = 1,321 \text{ кг.}$$

Количество кислорода CO_2 извести, участвующего в окислительных процессах:

$$g_{O_2}^{\text{изв}} = 36,4 \cdot 10^{-4} g_{\text{изв}} r (CO_2),$$

где 36,4 — количество кислорода, освобождающегося при восстановлении CO_2 до CO , кг; r — доля CO_2 извести, участвующей в окислении примесей; (CO_2) — содержание CO_2 в извести, %.

Известно $g_{\text{изв}} = 5,870$ кг; $(CO_2) = 4\%$. Принимаем $r = 0,9$. Тогда

$$g_{O_2}^{\text{изв}} = 36,4 \cdot 10^{-4} \cdot 5,870 \cdot 0,9 \cdot 4 = 0,077 \text{ кг.}$$

Количество кислорода, необходимого на окисление шлакообразующих примесей:

$$g_{O_2}^{[E]} = 1,14\Delta[Si] + 0,29\Delta[Mn] + 1,29\Delta[P].$$

Известно $\Delta[Si] = 0,5$ кг; $\Delta[Mn] = 0,497$ кг; $\Delta[P] = 1,298$ кг. Тогда

$$g_{O_2}^{[E]} = 1,14 \cdot 0,5 + 0,29 \cdot 0,497 + 1,29 \cdot 1,298 = 2,387 \text{ кг.}$$

Количество кислорода, необходимое на образование оксидов железа шлака:

$$g_{O_2}^{(\Sigma FeO)} = 10^{-4} g_{\text{шл}} [30,0 (Fe_2O_3) + 22,2 (FeO)].$$

Известно $(Fe_2O_3) = 6\%$; $(FeO) = 12\%$; $g_{\text{шл}} = 15,873$ кг (см. табл. 17). Поэтому

$$g_{O_2}^{(\Sigma FeO)} = 10^{-4} \cdot 15,873 (30,0 \cdot 6 + 22,2 \cdot 12) = 0,709 \text{ кг.}$$

Теперь значения всех величин, входящих в формулу для определения $\Delta[C]_1$, известны. Подставив их, определим

$$\Delta[C]_1 = \frac{1}{1,46} [(3,031 + 1,321 + 0,077) - (2,387 + 0,709)] = 0,913\%$$

Далее находим

$$[C]_1 = 4,0 - 0,913 = 3,087\%.$$

Как видно, остаточное содержание углерода в металле после рафинирования его в первом реакторе отличается от принятого выше (3,0%) незначительно. Это свидетельствует о правильности выполненных расчетов. При отклонении величины $[C]_1$, полученной последним расчетом, от принятого более чем на 0,1%, весь расчет процесса в первом реакторе следует выполнить заново.

Количество и состав газов

При определении количеств CO и CO₂, образующихся в результате окисления углерода, принимаем, что 90% углерода окисляется до CO и 10% до CO₂. Расчет количества и состава газов сводим к заполнению нижней части табл. 17.

Масса металла после дефосфорации

Масса (выход) металла определяется по его балансу.
Приход

Масса металлической шихты (чугуна) $g_{\text{чуг}} = 100$ кг.

Масса железа, восстановленного из оксидов железа (см. табл. 17, графа 9):

$$g_{\text{Fe}}^{\text{вос}} = 9,998 \frac{112}{160} + 0,144 \frac{56}{72} = 7,111 \text{ кг.}$$

Расход

Масса железа, перешедшего в шлак в виде оксидов (см. табл. 17, графа 10):

$$g_{\text{Fe}}^{\text{ок}} = 0,952 \frac{112}{160} + 1,905 \frac{56}{76} = 2,148 \text{ кг.}$$

Масса удаленных примесей

$$g_{\Delta[E]}^{\Sigma} = g_{\Sigma\Delta[E]} + \Delta[C]_1 = 2,316 + 0,913 = 3,229 \text{ кг}$$

Масса металла, запутавшегося в шлаке в виде корольков (принимаем 1% от массы шлака):

$$g_{\text{к.ш}} = 15,873 \frac{1}{100} = 0,159 \text{ кг.}$$

Окончательно находим

$$\begin{aligned} g_{\text{м.1}} &= (100 + 7,111) - (2,148 + 3,229 + 0,159) = \\ &= 101,575 \text{ кг.} \end{aligned}$$

Материальный баланс

Для составления материального баланса имеются все данные, кроме количеств CO , CO_2 и N_2 в газах.

Количество азота g_{N_2} определяем по формуле

$$g_{\text{N}_2} = 10^{-2} g_{\text{O}_2}^{\Delta} N_2^{\Delta},$$

где N_2^{Δ} — содержание азота в дутье, %.

Известно $\text{O}_2^{\Delta} = 95\%$, т. е. $\text{N}_2^{\Delta} = 5\%$; $g_{\text{O}_2}^{\Delta} = 1,321$ кг.
Тогда

$$g_{\text{N}_2} = 10^{-2} \cdot 1,321 \cdot 5 = 0,066 \text{ кг.}$$

Количества CO и CO_2 отличаются от приведенных в табл. 17, так как в последних не учтено участие CO_2 извести в окислении примесей.

Количество CO_2 извести, участвующее в окислении примесей металла, составит

$$0,235 \cdot 0,9 = 0,212 \text{ кг (см. табл. 17, графа 7).}$$

При взаимодействии этого количества CO_2 с примесями металла образуется CO в количестве $0,212 \frac{28}{44} = 0,135 \text{ кг}$. Всего за плавку из ванны выделяется

$$g_{\text{CO}_2} = 0,585 - 0,212 = 0,373 \text{ кг;}$$

$$g_{\text{CO}} = 1,917 + 0,135 = 2,052 \text{ кг.}$$

Материальный баланс первой стадии плавки сводим в табл. 18.

Таблица 18

Материальный баланс первой стадии плавки

Задано		Получено	
наименование статьи	количество, кг	наименование статьи	количество, кг
Чугун жидкий . . .	100	Металл	101,575
Окатыши неметаллизированные . . .	11,050	Шлак	15,873
Известь	5,87	Корольки железа в шлаке	0,159
Дутье	1,321	Газы:	
Боксит	1,500	CO	2,052
Футеровка	0,500	CO ₂	0,373
Невязка	0,076*	H ₂ O	0,219
Итого	120,317	N ₂	0,066
		Итого	120,317

* Допустима невязка до 0,1%.

Температура металла

Температуру металла t_1 вычисляем по формуле

$$t_1 = \frac{Q_{\text{прих}}^{\Sigma} - Q_{\text{расх}}' - 54,8g_{\text{м}} + 1379g_{\text{шл}}}{0,84g_{\text{м}} + 2,09g_{\text{шл}}} \quad (157)$$

Известно $g_{\text{м}} = 101,575 \text{ кг}$; $g_{\text{шл}} = 15,873 \text{ кг}$.

Значения остальных величин определяем предварительным расчетом.

Полный приход тепла

$$Q_{\text{прих}}^{\Sigma} = Q_{\text{чуг}}^{\text{физ}} + Q_{[\text{C}]} + Q_{[\text{E}]} + Q_{(\Sigma\text{FeO})}^{\text{обр}} + Q_{\text{ш.о.}}$$

Известно $Q_{\text{чуг}}^{\text{физ}} = 129\,300$ кДж.

Определяем величины остальных статей прихода тепла:

$$Q_{[\text{C}]} = 14770 \Delta [\text{C}]_1 = 14770 \cdot 0,913 = 13485 \text{ кДж};$$

$$Q_{[\text{E}]} = 21730 \Delta [\text{P}] + 26970 \Delta [\text{Si}] + 7000 \Delta [\text{Mn}] =$$

$$= 21730 \cdot 1,298 + 26970 \cdot 0,5 + 7000 \cdot 0,497 = 45169 \text{ кДж}$$

$$Q_{(\Sigma\text{FeO})}^{\text{обр}} = 10^{-2} (3707 \cdot 12 + 5278 \cdot 6) 15,873 = 12082 \text{ кДж};$$

$$Q_{\text{ш.о.}} = (6,28 \cdot 35,90 + 14,64 \cdot 11,73 + 41,84 \cdot 18,82) \times \\ \times 15,873 = 18802 \text{ кДж.}$$

Таким образом, $Q_{\text{прих}}^{\Sigma} = 218\,928$ кДж.

Расход тепла на все статьи, кроме статей нагрева металла и шлака:

$$Q'_{\text{расх}} = Q_{\text{г}}^{\text{физ}} + Q_{(\Sigma\text{FeO})}^{\text{разл}} + Q_{\text{H}_2\text{O}}^{\text{исп}} + Q_{\text{карб}}^{\text{разл}} + Q_{\text{пот.}}$$

Все эти величины статей расхода тепла определяем расчетом:

$$Q_{\text{г}}^{\text{физ}} = (1,32t_{\text{г}} + 220) (g_{\text{CO}} + g_{\text{CO}_2} + g_{\text{N}_2}) = \\ = (1,32 \cdot 1450 + 220) (2,052 + 0,373 + 0,066) = 4220 \text{ кДж};$$

$$Q_{(\Sigma\text{FeO})}^{\text{разл}} = 5278 g_{\text{Fe}_2\text{O}_3} + 3707 g_{\text{FeO}} = 5278 \cdot 9,998 + \\ + 3707 \cdot 0,144 = 53303 \text{ кДж};$$

$$Q_{\text{H}_2\text{O}}^{\text{исп}} = (2485 + 1,88t_{\text{H}_2\text{O}}) g_{\text{H}_2\text{O}} = \\ = (2485 + 1,88 \cdot 1450) 0,219 = 1141 \text{ кДж};$$

$$Q_{\text{карб}}^{\text{разл}} = 40,38 g_{\text{изв}} (\text{CO}_2) = 40,38 \cdot 5,870 \cdot 4 = 948 \text{ кДж.}$$

Принимаем $Q_{\text{пот.}} = 2\%$ от $Q_{\text{прих}}^{\Sigma}$, т. е.

$$Q_{\text{пот.}} = 0,02 \cdot 218928 = 4379 \text{ кДж.}$$

Тогда

$$Q'_{\text{расх}} = 64000 \text{ кДж.}$$

Все величины, входящие в формулу для определения t_1 , известны;

$$t_1 = \frac{218928 - 64000 - 54,8 \cdot 101,575 + 1379 \cdot 15,873}{0,84 \cdot 101,575 + 2,09 \cdot 15,873} = 1445^\circ \text{C},$$

что практически совпадает с принятой (1450°C).

Тепловой баланс первой стадии плавки

При расчете температуры металла в первом реакторе определены все статьи теплового баланса, кроме двух — физического тепла полученных металла и шлака.

Физическое тепло металла

$$Q_{\text{м,1}}^{\text{физ}} = (54,8 + 0,84 \cdot 1445) 101,575 = 12885 \text{ кДж};$$

шлака

$$Q_{\text{шл}}^{\text{физ}} = (2,09 \cdot 1445 - 1379) 15,873 = 26048 \text{ кДж}.$$

В табл. 19 приведен тепловой баланс процесса первой стадии плавки (процесса в первом реакторе).

Т а б л и ц а 19

Тепловой баланс первой стадии плавки

Приход	Величина		Расход	Величина	
	кДж	%		кДж	%
Физическое тепло чугуна	129 390	59,10	Физическое тепло металла	128 858	58,86
Тепло окисления углерода	13 485	6,16	Физическое тепло шлака	26 048	11,90
Тепло окисления других примесей	45 169	20,63	Тепло отходящих газов	4 220	1,92
Тепло окисления железа	12 082	5,52	Тепло на разложение оксидов железа	53 303	24,35
Тепло шлакообразования	18 802	8,59	Тепло на испарение влаги	1 141	0,52
			Тепло на разложение карбонатов	9 48	2,00
			Тепловые потери	43 79	2,00
			Невязка	31	0,02*
Итого	218 928	100,0	Итого	218 928	100,0

* Допустима невязка до 0,2%.

4. Расчет плавки во втором реакторе

В соответствии с принятой технологической схемой основная задача плавки во втором реакторе — это завер-

шение рафинирования и нагрева металла, причем рафинирование сводится к окислению избытка углерода, а нагрев осуществляется за счет тепла реакции окисления углерода.

Поскольку в первом реакторе в качестве исходной металлической шихты был принят чугун, избыток углерода, подлежащий окислению во втором реакторе, большой (примерно 3%). При окислении такого количества углерода газообразным кислородом за счет тепла этой реакции возможно повышение температуры металла примерно на 300° С, а требуется повышение всего на 120° С. Следовательно, имеется значительный избыток тепла, который должен быть использован для переработки твердой металлической шихты — лома или металлизированных окатышей. В данном примере приняты металлизированные окатыши.

Расход металлизированных окатышей

Расход металлизированных окатышей определяем на 100 кг металла, поступающего во второй реактор, по формуле

$$g_{\text{м.ок}} = \frac{\Delta H_{[\text{C}]}^{\text{х.к}} ([\text{C}]_1 - [\text{C}]_2) - 300 + 0,84t_2 + 10^{-2} [\Sigma \text{MeO}_{\text{м.ок}} (1,282t_2 - 1420) + - 84 (t_2 - t_1) - 3250]}{[+ 5278 (\text{Fe}_2\text{O}_3)_{\text{м.ок}} + 3707 (\text{FeO})_{\text{м.ок}}]} \quad (158)$$

Известно $\Delta H_{\text{с}}^{\text{х.к}} = 12\,590$ кДж/кг; $t_1 = 1445^\circ$; $t_2 = 1565^\circ$; $[\text{C}]_1 = 3,087\%$; $\Sigma \text{MeO}_{\text{м.ок}} = 13,9\%$; $(\text{Fe}_2\text{O}_3)_{\text{м.ок}} = 2,4\%$; $(\text{FeO})_{\text{м.ок}} = 1\%$ (табл. 15). Принимаем $[\text{C}]_2 = 0,05\%$, учитывая, что некоторое количество углерода вносится ферромарганцем при раскислении.

Теперь находим

$$g_{\text{м.ок}} = \frac{12590 (3,087 - 0,05) - 300 + 0,84 \cdot 1565 + 10^{-2} [13,9 (1,282 \cdot 1565 - 1420) + 5278 \cdot 2,4 + 3707 \cdot 1]}{- 84 (1565 - 1445) - 3250} = 13,3 \text{ кг.}$$

Расход извести

Расход извести вычисляем по формуле

$$g_{\text{изв}} = \frac{100 (Bg_{\Sigma \text{SiO}_2} - g_{\Sigma \text{CaO}})}{(\text{CaO})_{\text{изв}} - B (\text{SiO}_2)_{\text{изв}}}, \quad (159)$$

Т а б л и ц а 20

Определение состава и количества шлака и металла, образующихся во втором реакторе

Компоненты		Вносятся, кг						Шлак второго реактора	
группа	химическая формула	футеровкой	металлизующими окатышами	итого по графам 3—4	известью	металлической частью шихты	итого по графам 5—7	кг	%
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Шлакообразующие без оксидов железа . .	CaO	0,006	0,466	0,472	1,276	—	1,748	1,748	43,32
	SiO ₂	0,006	0,665	0,671	0,028	—	0,699	0,699	17,32
	P ₂ O ₅	—	—	—	0,001	0,023	0,024	0,024	0,59
	Al ₂ O ₃	0,004	0,266	0,270	0,014	—	0,284	0,284	7,04
	MnO	—	—	—	—	0,003	0,003	0,003	0,07
	MgO	0,178	—	0,178	0,026	—	0,204	0,204	5,05
	S	—	—	—	0,004	0,006	0,007	0,007	0,17
	Итого	0,194	1,397	1,591	1,346	0,032	2,969	2,969	73,56
Оксиды железа	Fe ₂ O ₃	0,006	0,319	0,325	—	—	0,325	0,356	8,81
	FeO	—	0,133	0,133	—	—	0,133	0,711	17,63
	Итого	0,006	0,452	0,458	—	—	0,458	1,067	26,44
Летучие	CO	—	—	—	—	5,863	5,863	—	—
	CO ₂	—	—	—	0,052	1,024	1,082	—	—
	H ₂ O	—	—	—	0,014	—	0,014	—	—
	Итого	—	—	—	0,072	6,887	6,958	—	—
	Всего	0,200	1,849	2,049	1,418	6,919	10,386	4,036	100

где B — основность шлака; $g_{\Sigma\text{SiO}_2}$ и $g_{\Sigma\text{CaO}}$ — соответственно количество SiO_2 и CaO , поступающих в шлак из всех источников, кроме извести, кг; $(\text{CaO})_{\text{изв}}$ и $(\text{SiO}_2)_{\text{изв}}$ — содержание CaO и SiO_2 в извести, %.

Известно $(\text{CaO})_{\text{изв}}=90\%$; $(\text{SiO}_2)_{\text{изв}}=2,0\%$. Принимаем $B=2,5$. Величины $g_{\Sigma\text{SiO}_2}$ и $g_{\Sigma\text{CaO}}$ определяем расчетом, который удобно свести к заполнению граф 3—5 табл. 20. Согласно этой таблице, $g_{\Sigma\text{SiO}_2}=0,671$ кг; $g_{\Sigma\text{CaO}}=0,472$ кг. Тогда

$$g_{\text{изв}} = \frac{100(2,5 \cdot 0,671 - 0,472)}{90 - 2,5 \cdot 20} = 1,418 \text{ кг.}$$

Ориентировочное количество шлака

Ориентировочно количество шлака, образующегося во втором реакторе, можно определить по формуле (без учета перехода примесей исходного металла в шлак)

$$g_{\text{шл}} = \frac{100 g_m^{\Sigma}}{100 - (\Sigma\text{FeO})}, \quad (160)$$

где g_m^{Σ} — количество шлакообразующих без оксидов железа, поступающих из всех источников, кроме примесей металла, кг.

Известно (графы 5 и 6 табл. 20) $g_m^{\Sigma}=1,591+1,346=2,937$ кг.

Величину (ΣFeO) определяем расчетом по формуле (5):

$$(\Sigma\text{FeO}) = m + (4,75 + \frac{0,2}{[\text{C}]} - 2,5 \cdot 10^{-2} \Delta t) B.$$

Здесь m — коэффициент, зависящий от типа процесса. Для кислородных процессов $m=5 \div 10$. Принимаем $m=7$.

Перегрев металла над температурой плавления Δt определяем по формуле

$$\Delta t = t_2 - t_{\text{пл}},$$

в которой $t_{\text{пл}}=1530-80$ [C]₂=1530-80·0,05=1526° C. Тогда $\Delta t=1565-1526=39^\circ \text{C}$.

Известно $B=2,5$.

Определяем (ΣFeO):

$$(\Sigma \text{FeO}) = 7 + \left(4,75 + \frac{0,2}{0,05} - 2,5 \cdot 10^{-2} \cdot 39 \right) 25 = 26,440 \%$$

Все величины, входящие в формулу (160), известны, поэтому

$$g_{\text{шл}} = \frac{100 \cdot 2,937}{100 - 26,44} = 3,993 \text{ кг.}$$

Остаточное содержание шлакообразующих примесей в металле

Учитывая, что во втором реакторе взаимодействие металла и шлака протекает в режиме полного смешения, остаточное содержание примесей в металле определим по формуле (10):

$$[E]_2 = \frac{100 \Sigma [E]}{g'_{\text{м},2} + L_E g_{\text{шл}}},$$

где $g'_{\text{м},2}$ — выход металла во втором реакторе, кг; $\Sigma [E]$ — суммарное содержание примеси, поступающей из металла первого реактора и металлизированных окатышей, кг:

$$g'_{\text{м},2} = 100 + 10^{-2} g_{\text{м.ок}} (100 - \Sigma \text{MeO}_{\text{м.ок}}).$$

Все величины, входящие в формулу, известны:

$$g'_{\text{м},2} = 100 + 10^{-2} \cdot 13,300 (100 - 13,9) = 111,451 \text{ кг;}$$

$$\Sigma [E] = [E]_1 + 10^{-2} g_{\text{м.ок}} [E]_{\text{м.ок}}.$$

Содержание марганца

$$\Sigma [\text{Mn}] = [\text{Mn}]_1 = 0,003 \text{ кг.}$$

$$[\text{Mn}]_2 = \frac{100 \Sigma [\text{Mn}]}{g'_{\text{м},2} + 0,775 K_{\text{Mn}} (\text{FeO}) g_{\text{шл}}},$$

где K_{Mn} — константа равновесия реакции окисления марганца.

Рассчитываем значения величин K_{Mn} и (FeO) :

$$\lg K_{\text{Mn}} = \frac{6230}{T} - 3,060 = \frac{6230}{1838} - 3,060 = 0,329;$$

$$K_{\text{Mn}} = 2,14;$$

$$(\text{FeO}) = \frac{2}{3} (\Sigma \text{FeO}) = 17,63 \%$$

Тогда

$$[\text{Mn}]_2 = \frac{100 \cdot 0,003}{111,451 + 0,775 \cdot 2,14 \cdot 17,63 \cdot 3,993} = 0,001 \%$$

Содержание фосфора

$$\Sigma [\text{P}] = 0,002 + 10^{-2} \cdot 13,300 \cdot 0,08 = 0,013 \text{ кг};$$

$$[\text{P}]_2 = \frac{100 \cdot 0,013}{111,451 + 50 \cdot 3,993 \cdot 0,437} = 0,007 \%$$

Содержание серы

$$\Sigma [\text{S}] = 0,019 + 10^{-2} \cdot 13,300 \cdot 0,02 = 0,022 \text{ кг};$$

$$[\text{S}]_2 = \frac{100 \cdot 0,022}{111,451 + 4 \cdot 3,993} = 0,017 \%$$

Среднее начальное содержание углерода во втором реакторе

$$\begin{aligned} [\text{C}]_2^{\text{н}} &= \frac{100 [\text{C}]_1 + g_{\text{м.ок}} [\text{C}]_{\text{м.ок}}}{100 + g_{\text{м.ок}}} = \\ &= \frac{100 \cdot 3,087 + 13,300 \cdot 1,0}{100 + 13,300} = 2,842 \%. \end{aligned}$$

Количество удаляемых примесей

$$\Delta [\text{Mn}]_2 = \Sigma [\text{Mn}] - [\text{Mn}]_2 = 0,003 - 0,001 = 0,002 \text{ кг};$$

$$\Delta [\text{P}]_2 = \Sigma [\text{P}] - [\text{P}]_2 = 0,017 - 0,007 = 0,010 \text{ кг};$$

$$\Sigma [\text{S}]_2 = \Sigma [\text{S}] - [\text{S}]_2 = 0,022 - 0,017 = 0,006 \text{ кг};$$

$$\Delta [\text{C}]_2 = [\text{C}]_2^{\text{н}} - [\text{C}]_2 = 2,842 - 0,050 = 2,792 \text{ кг}.$$

$$\text{Итого } g_{\Sigma \Delta [E]} = 2,810 \text{ кг}.$$

Количество и состав шлака и газа

Расчеты состава и количества шлака и газа сводятся к заполнению граф 7—10 табл. 20. Для заполнения графы 7 данные имеются. Количество окисленных примесей $\Delta [\text{Mn}]_2$ и $\Delta [\text{P}]_2$ пересчитываем в оксиды, а количество серы вносится без пересчета. В графу 8 вносятся суммарные данные граф 5—7.

При определении количеств CO и CO_2 , образующихся в результате окисления углерода металла, принимаем, что 90% окисляется до CO и 10% до CO_2 .

При заполнении граф 9 и 10 содержание оксидов железа в шлаке принимается равным ранее вычисленному, а именно: $(\text{FeO}) = 17,63\%$; $(\text{Fe}_2\text{O}_3) = 8,81\%$.

Расход дутья

Расход дутья определяем по формуле (26):

$$g_{\text{O}_2}^{\text{д}} = \frac{100}{U_{\text{O}_2} \cdot \text{O}_2^{\text{д}}} [(g_{\text{O}_2}^{[\text{C}]} + g_{\text{O}_2}^{[\text{E}]} + g_{\text{O}_2}^{(\Sigma \text{FeO})}) - (g_{\text{O}_2}^{\text{изв}} + g_{\text{O}_2}^{\Sigma \text{FeO}})].$$

Принимаем $U_{\text{O}_2} = 1$; $\text{O}_2^{\text{д}} = 95\%$. Значения остальных величин, входящих в эту формулу, определяем предварительным расчетом:

$$g_{\text{O}_2}^{[\text{C}]} = 1,46 \Delta [\text{C}]_2 = 1,46 \cdot 2,792 = 4,076 \text{ кг};$$

$$g_{\text{O}_2}^{[\text{E}]} = 0,29 \Delta [\text{Mn}]_2 + 1,29 \Delta [\text{P}]_2 = 0,29 \cdot 0,002 + 1,29 \cdot 0,010 = 0,013 \text{ кг};$$

$$g_{\text{O}_2}^{(\Sigma \text{FeO})} = 10^{-4} g_{\text{шл}} [30 (\text{Fe}_2\text{O}_3) + 22,2 (\text{FeO})] = \\ = 10^{-4} \cdot 4,036 (30 \cdot 8,8 + 22,2 \cdot 17,63) = 0,265 \text{ кг};$$

$$g_{\text{O}_2}^{\text{изв}} = 36,4 \cdot 10^{-4} g_{\text{изв}} 0,9 (\text{CO}_2) = \\ = 36,4 \cdot 10^{-4} \cdot 1,418 \cdot 0,9 \cdot 4 = 0,019 \text{ кг};$$

$$g_{\text{O}_2}^{\Sigma \text{FeO}} = 10^{-2} (30 g_{\text{Fe}_2\text{O}_3} + 22,2 g_{\text{FeO}}) = 10^{-2} (30 \cdot 0,325 + 22,2 \cdot 0,133) = 0,127 \text{ кг}.$$

После этого находим

$$g_{\text{O}_2}^{\text{д}} = \frac{100}{1 \cdot 95} [(4,076 + 0,013 + 0,265) - (0,019 + 0,127)] = 4,429 \text{ кг}.$$

Масса металла

Массу (выход) металла находим по его балансу.

П р и х о д

Масса металла, поступающего из первого реактора:

$$g_{\text{м1}} = 100,000 \text{ кг}.$$

Масса железа, восстановленного из оксидов железа (см. табл. 20, графа 8):

$$g_{\text{Fe}}^{\text{восст}} = 0,325 \frac{112}{160} + 0,133 \frac{56}{72} = 0,332 \text{ кг.}$$

Масса металла, перешедшего из металлизированных окатышей (табл. 20, графа 4):

$$g_{\text{м.ок}}^{\text{Fe}} = g_{\text{м.ок}} - g_{\text{м.ок}}^{\Sigma \text{MeO}} = 13,300 - 1,849 = 11,451.$$

Р а с х о д

Масса железа, перешедшего в шлак в виде оксидов (см. табл. 20, графа 9):

$$g_{\text{Fe}}^{\text{ок}} = 0,356 \frac{112}{160} + 0,711 \frac{56}{72} = 0,804 \text{ кг.}$$

Масса удаленных примесей

$$g_{\Sigma \Delta [E]} = 2,810 \text{ кг.}$$

Масса металла, теряемого в шлаке в виде корольков:

$$g_{\text{к.ш}} = 0,040 \text{ кг.}$$

Окончательно находим

$$g_{\text{м2}} = (100 + 0,332 + 11,451) - (0,804 + 2,810 + 0,040) = 108,129 \text{ кг.}$$

Материальный баланс

Для составления материального баланса необходимо определить количество CO, CO₂ и N₂ в отходящих газах.

Количество азота g_{N_2} :

$$g_{\text{N}_2} = 10^{-2} \cdot 4,429 \cdot 5 = 0,221 \text{ кг.}$$

Количество CO₂ извести, участвующей в окислении примесей металла составит

$$0,058 \cdot 0,9 = 0,052 \text{ кг (графа 6 табл. 21).}$$

При этом образуется CO: $0,052 \frac{28}{44} = 0,033 \text{ кг.}$ Всего за плавку из ванны выделяется

$$g_{\text{CO}_2} = 1,082 - 0,052 = 1,030 \text{ кг;}$$

$$g_{\text{CO}} = 5,863 + 0,033 = 5,896 \text{ кг.}$$

Баланс второй стадии сводим в табл. 21.

Таблица 21

Материальный баланс второй стадии плавки

Задано		Получено	
наименование статьи	количество, кг	наименование статьи	количество, кг
Металл первой стадии плавки	100,000	Металл	108,129
Металлизированные окатыши	13,300	Шлак	4,036
Известь	1,418	Корольки железа в шлаке	0,040
Дутье	4,429	Газы:	
Футеровка	0,200	CO	5,896
Невязка	0,019	CO ₂	1,030
		H ₂ O	0,014
		N ₂	0,221
Итого	119,366	Итого	119,366

Температура металла

Температуру металла определяем по формуле (157), выполнив необходимые предварительные расчеты аналогично выполненным при расчете первой стадии плавки:

$$Q_{\text{м1}}^{\text{физ}} = (54,8 + 0,84 \cdot 1445) 100 = 126\,860 \text{ кДж};$$

$$Q_{[\text{C}]} = 14770 \cdot 2,792 = 41238 \text{ кДж};$$

$$Q_{[\text{E}]} = 21730 \cdot 0,010 + 7000 \cdot 0,002 = 231 \text{ кДж};$$

$$Q_{(\Sigma \text{FeO})}^{\text{обр}} = 10^{-2} (3707 \cdot 17,63 + 5278 \cdot 8,81) 4,036 = 4514 \text{ кДж};$$

$$Q_{\text{ш.о}} = (6,28 \cdot 43,32 + 14,64 \cdot 17,32 + 41,84 \cdot 0,59) 4,036 = 2224 \text{ кДж};$$

$$Q_{\text{прих}}^{\Sigma} = 126860 + 41238 + 231 + 4514 + 2224 = 175067 \text{ кДж};$$

$$Q_{\text{г}}^{\text{физ}} = (1,32 \cdot 1565 - 220) (5,896 + 1,030 + 0,221) = 13193 \text{ кДж};$$

$$Q_{(\Sigma \text{FeO})}^{\text{разл}} = 5278 \cdot 0,325 + 3707 \cdot 0,133 = 2208 \text{ кДж};$$

$$Q_{\text{H}_2\text{O}}^{\text{исп}} = (2485 + 1,88 \cdot 1565) 0,014 = 76 \text{ кДж};$$

Т а б л и ц а 22

Тепловой баланс второй стадии плавки

Приход	Величина статьи		Расход	Величина статьи	
	кДж	%		кДж	%
Физическое тепло металла первой стадии	126 860	72,46	Физическое тепло металла	148 253	84,68
Тепло окисления углерода	41 238	23,55	Физическое тепло шлака	7 652	3,37
Тепло окисления других примесей	231	0,13	Тепло отходящих газов	13 193	7,51
Тепло окисления железа	4 514	2,58	Тепло на разложение оксидов железа	2 208	1,27
Тепло шлакообразования	2 224	1,27	Тепло на испарение влаги	78	0,04
Невязка	45	0,01	Тепло на разложение карбонатов	229	0,13
Итого	175112	100	Тепловые потери	3500	2,00
			Итого	175112	100

$$Q_{\text{карб}}^{\text{разл}} = 40,38 \cdot 1,418 \cdot 4 = 229 \text{ кДж};$$

$$Q_{\text{пот}} = 0,02 \cdot 175067 = 3500 \text{ кДж};$$

$$Q_{\text{расх}}^{\Sigma} = 13193 + 2208 + 76 + 229 + 3500 = 19207 \text{ кДж}.$$

Имея все данные для расчета по формуле (157), найдем

$$t_2 = \frac{175067 - 19207 - 54,8 \cdot 108,129 + 1379 \cdot 4,036}{0,84 \cdot 108,129 + 2,09 \cdot 4,036} = 1567^{\circ} \text{C}.$$

Выше предварительными расчетами было установлено требуемое значение $t_2 = 1565^{\circ} \text{C}$. Как видим, фактически достижимая температура от требуемой почти не отличается, что свидетельствует о правильности установленных параметров плавки и выполненных расчетов. При отклонении величины t_2 , полученной последним расчетом, от требуемого более чем на 10°C следует изменить расход металлизированных окатышей (лома), учитывая, что изменение расхода лома на 1 кг (%) приводит к изменению температуры ванны во втором реакторе (количество шлака около 5%) примерно на 15°C .

Тепловой баланс второй стадии плавки

Определяем недостающие статьи баланса:

$$Q_{м2}^{физ} = (54,8 + 0,84 \cdot 1567) 108,129 = 148\,253 \text{ кДж};$$

$$Q_{шл2}^{физ} = (2,09 \cdot 1567 - 1379) 4,036 = 7652 \text{ кДж}.$$

В табл. 22 сводим баланс второй стадии плавки.

5. Расчет раскисления-легирования (расчет плавки в третьем реакторе)

Расход ферромарганца

Расход ферромарганца рассчитываем по формуле (58):

$$g_{FeMn} = \frac{10^4 ([Mn]_{гот} - [Mn]_2)}{[Mn]_{FeMn} (100 - U_{Mn})},$$

где $[Mn]_{гот}$ и $[Mn]_2$ — содержание марганца в готовой стали и металле, выходящем из второго реактора (поступающем в третий реактор), %; $[Mn]_{FeMn}$ — содержание марганца в ферромарганце, %; U_{Mn} — угар марганца во время раскисления, %.

Известно $[Mn]_{FeMn} = 78\%$; $[Mn]_2 = 0,001\%$.

Принимаем $[Mn]_{гот} = 0,28\%$ (среднее содержание по требованию ГОСТ); $U_{FeMn} = 25\%$, учитывая практику раскисления в ковше, при которой угар марганца обычно колеблется в пределах 20—30%.

Тогда

$$g_{FeMn} = \frac{10^4 (0,280 - 0,001)}{78 (100 - 25)} = 0,477 \text{ кг}.$$

Расход алюминия

Расход алюминия находим по формуле

$$g_{Al} = \frac{100 [Al]_{гот}}{100 - U_{Al}}, \quad (161)$$

где $[Al]_{гот}$ — содержание алюминия в готовой стали, %; U_{Al} — угар алюминия, %.

Принимаем $[Al]_{гот} = 0,05\%$ (см. табл. 15); $U_{Al} = 60\%$, учитывая практику легирования в ковше, при которой угар алюминия обычно составляет 50—70%.

Тогда

$$g_{Al} = \frac{100 \cdot 0,05}{100 - 60} = 0,125 \text{ кг.}$$

Угар и усвоение элементов ферромарганца и алюминия

Для определения угара и усвоения элементов ферромарганца дополнительно принимаем, что при раскислении ферромарганцем угар кремния составляет 50%, углерода 50%; фосфор и железо ферромарганца полностью переходят в металл.

Результаты определения угара и усвоения элементов ферромарганца и алюминия сводим в табл. 23.

Т а б л и ц а 23

Угар и усвоение элементов раскислителей

Элемент	Количество элементов в раскислителях, кг		
	всего	окисляется	остается в металле
C	$0,477 \frac{6}{100} = 0,029$	$0,029 \cdot 0,50 = 0,015$	0,014
Si	$0,477 \frac{1}{100} = 0,005$	$0,005 \cdot 0,50 = 0,002$	0,003
Mn	$0,477 \frac{78}{100} = 0,372$	$0,372 \cdot 0,25 = 0,093$	0,279
P	$0,477 \frac{0,3}{100} = 0,001$	—	0,001
Fe	$0,477 \frac{14,68}{100} = 0,070$	—	0,070
Al	0,125	$0,125 \cdot 0,6 = 0,075$	0,050
Итого. .	0,602	0,185	0,417

Масса и состав металла после раскисления

Находим выход металла после раскисления:

$$g_{мз} = 100 + m_{FeMn} + m_{Al},$$

где m_{FeMn} — масса элементов, вносимых ферромарганцем, кг; m_{Al} — то же, алюминием, кг.

Известно: $m_{\text{FeMn}} = 0,367$ кг; $m_{\text{Al}} = 0,05$ кг.

Тогда $g_{\text{м.з}} = 100 + 0,367 + 0,050 = 100,417$ кг.

Состав металла после раскисления:

$$[\text{C}]_{\text{гот}} = 0,05 + 0,014 \frac{100}{100,417} = 0,064\%;$$

$$[\text{Mn}]_{\text{гот}} = 0,001 + 0,279 \cdot 0,996 = 0,279\%;$$

$$[\text{P}]_{\text{гот}} = 0,007 + 0,001 \cdot 0,996 = 0,008\%;$$

$$[\text{S}]_{\text{гот}} = 0,016 + 0,0 \cdot 0,996 = 0,016\%;$$

$$[\text{Al}]_{\text{гот}} = 0,05 \cdot 0,996 = 0,050\%.$$

Количество и состав шлака и газов

Расчет количества и состава шлака и газов удобно свести в табл. 24.

Т а б л и ц а 24

Определение состава и количества шлака и газов, образующихся в третьем реакторе

Компоненты		Вносится, кг				Шлак	
группа	химическая формула	футеровкой	FeMn	Al	итого	кг	%
1	2	3	4	5	6	7	8
Шлакообразующие без оксидов железа	CaO	0,002	—	—	0,002	0,002	0,38
	SiO ₂	0,120	0,004	—	0,124	0,124	24,16
	Al ₂ O ₃	0,074	—	0,142	0,216	0,216	42,08
	MnO	—	0,120	—	0,120	0,120	23,38
	Итого	0,196	0,124	0,142	0,462	0,462	90,0
Оксиды железа	Fe ₂ O ₃	0,004	—	—	0,004	0,0151	3,00
	FeO	—	—	—	—	0,0362	7,00
	Итого	0,004	—	—	0,004	0,0513	10,00
Летучие	CO	—	0,031	—	0,031	—	—
	CO ₂	—	0,005	—	0,005	—	—
	Итого	—	0,036	—	0,036	—	—
	Всего	0,200	0,160	0,142	0,502	0,5133	100,0

Материальный баланс

Для составления материального баланса необходимо определить количество кислорода, поступающего из атмосферы реактора на окисление примесей раскислителей, по формуле

$$g_{O_2} = g_{\Sigma MeO} - g_{\Sigma \Delta[E]}, \quad (162)$$

где $g_{\Sigma MeO}$ — количество оксидов, образующихся при раскислении, кг; $g_{\Sigma \Delta[E]}$ — количество окислившихся примесей раскислителей, кг.

Известно: $g_{\Sigma MeO} = 0,302$ (см. табл. 24, графы 4 и 5); $g_{\Sigma \Delta[E]} = 0,185$ кг (см. табл. 23, графа 3). Поэтому

$$g_{O_2} = 0,302 - 0,185 = 0,117 \text{ кг.}$$

Материальный баланс раскисления-легирования приведен в табл. 25.

Т а б л и ц а 25

Материальный баланс раскисления-легирования

Задано		Получено	
наименование статьи	количество, кг	Наименование статьи	количество, кг
Металл перед раскислением	100,000	Металл после раскисления	100,417
Ферромарганец	0,477	Продукты раскисления	0,513
Алюминий	0,125	Летучие:	
Футеровка	0,200	CO	0,031
Кислород для окисления примесей раскислителей	0,117	CO ₂	0,005
Невязка	0,047		
Итого	100,966	Итого	100,966

6. Основные показатели плавки

К основным показателям (параметрам) плавки относятся расход материалов и выход продуктов плавки, отнесенные к 1 т полученной стали и к единице времени (час, минута) работы агрегата. Удельные величины, отнесенные к тонне стали, представляют важные технико-экономические показатели плавки, а удельные величины,

отнесенные к единице времени, необходимы для установления основных параметров агрегата и выбора вспомогательного оборудования, а также для управления плавкой.

Основные показатели плавки, полученные в вышеприведенных расчетах, отнесены к 100 кг основного металла, поступающего в каждый реактор. Поэтому для получения данных, необходимых для технико-экономической оценки плавки, управления ею, а также для проектирования агрегата и цеха, ранее полученные величины должны быть пересчитаны.

Расход материалов и выход продуктов плавки на 1 т готовой стали

Первый реактор

Расход чугуна $g_{\text{чуг}}^m$ (кг/т готовой жидкой стали) можно определять по формуле

$$g_{\text{чуг}}^m = \frac{10^{(2n+3)}}{g_{m1} g_{m2} \dots g_{mn}}, \quad (163)$$

где n — число реакторов агрегата; $g_{m1}, g_{m2} \dots g_{mn}$ — выход металла в каждом реакторе, кг на 100 кг металла, поступающего в данный реактор из предыдущего реактора.

В нашем примере агрегат имеет три реактора ($n=3$). Поэтому

$$g_{\text{чуг}}^m = \frac{10^9}{g_{m1} g_{m2} g_{m3}}.$$

Известно: $g_{m1}=101,575$ кг; $g_{m2}=108,129$ кг; $g_{m3}=100,417$ кг. Тогда

$$g_{\text{чуг}}^m = \frac{10^9}{101,575 \cdot 108,129 \cdot 100,417} = 906,7 \text{ кг/т.}$$

Расход в первом реакторе других материалов, кроме чугуна, и выход всех продуктов плавки можно рассчитать по формуле

$$g_{i1}^m = \frac{10^{(2n+1)} g_{i,1}}{g_{m1} g_{m2} \dots g_{mn}}, \quad (164)$$

где g_{i1} — расход любого материала или выход любого продукта плавки, кг на 100 кг металла, поступающего в

Составление математической модели для расчетов процесса на малых ЭЦВМ удобнее всего вести по следующей схеме. Вначале описывается процесс в той камере, в которой ведут продувку металла кислородом (в горячей камере). При этом можно воспользоваться математическими соотношениями для кислородного конвертора, принимая во внимание температуру подогрева лома и считая его расход заданным.

Расчет процесса в горячей камере начинается с определения среднего состава металлической шихты по известным расходам чугуна и лома на плавку и их химическим составам (можно начинать и с определения расхода лома с принятой температурой подогрева, как это было сделано при расчете кислородно-конверторного процесса в гл. VI). Затем следует определение расхода извести через необходимую основность шлака, расчет количества шлака и металла в конце продувки с учетом всех материалов, участвующих в плавке. Наконец, определяется возможное остаточное содержание вредных примесей (фосфора и серы) в конце продувки. Информация об этих параметрах выдается для анализа лицу, производящему расчет.

Отклонения результатов расчета по этим параметрам от требования заданной марки стали могут быть вызваны либо неправильным выбором исходных данных для расчета, либо невозможностью получения желаемого результата принятым вариантом технологии (требуется промежуточный спуск шлака, предварительная десульфурация чугуна и т. д.). Поэтому прежде всего надо оценить исходные данные, изменяя их в пределах возможных значений. При этом расчет необходимо повторять сначала, что, естественно, должно быть предусмотрено в программе расчета.

Далее составляется тепловой баланс металлической ванны в горячей камере, из которого определяется возможная температура металла в конце продувки. Информация о температуре также должна быть выдана для анализа. При отклонениях температуры металла от заданной (более $\pm 10^\circ\text{C}$) необходимо прежде всего изменить температуру подогрева лома, значением которой задавались в начале расчета, учитывая практически возможные пределы колебания этого параметра плавки ($800\text{—}1000^\circ\text{C}$).

При достижении заданных значений содержания фосфора, серы в металле и температуры металла в конце продувки составляется баланс кислорода в горячей камере, исходя из которого при заданной интенсивности подачи дутья определяется время продувки или, наоборот, при заданной продолжительности продувки определяется ее интенсивность.

Остается решить вопрос о возможности нагрева металлического лома до температуры, с которой он «поступает» в горячую камеру. Для этого составляем тепловой баланс рабочего пространства печи со следующими допущениями:

- 1) тепловые потери горячей камеры (главным образом потери холодного хода печи и расход тепла на нагрев продувочных фурм) компенсируются приходом тепла от дожигания части окиси углерода, выделяющейся из металлической ванны, кислородом воздуха, подсасываемого в камеру через вертикальный канал и завалочные окна,

первый реактор; g_{i1}^m — то же, кг/т готовой стали; n — число реакторов.

Так, расход извести в первом реакторе трехреакторного агрегата

$$g_{изв1}^m = \frac{10^7 g_{изв1}}{g_{м1} g_{м2} g_{м3}} = \frac{10^7 \cdot 5,87}{101,575 \cdot 108,129 \cdot 100,417} = 53,22 \text{ кг/т.}$$

Выход шлака в первом реакторе

$$g_{шл1}^m = \frac{10^7 g_{шл1}}{g_{м1} g_{м2} g_{м3}} = \frac{10^7 \cdot 15,813}{101,575 \cdot 108,129 \cdot 100,417} = 143,92 \text{ кг/т.}$$

Аналогично рассчитаны и другие показатели. Результаты расчетов приведены в табл. 26, графа 2.

Второй реактор

Любой показатель плавки (расход и выход) во втором реакторе можно вычислить, пользуясь формулой

$$g_{i2}^m = \frac{10^{(2n-1)} g_{i2}}{g_{м2} \dots g_{мn}}. \quad (165)$$

Для трехреакторного агрегата

$$g_{i2}^m = \frac{10^5 g_{i2}}{g_{м2} g_{м3}}.$$

Результаты расчетов по последней формуле приведены в табл. 26, графа 4.

Третий реактор

Любой показатель плавки в третьем (последнем) реакторе агрегата можно определять по формуле

$$g_{i3}^m = \frac{10^3 g_{i3}}{g_{м3}}. \quad (166)$$

Результаты расчетов по формуле (166) приведены в табл. 26, графа 6.

Имея данные расходов материала и выходов продуктов плавки по реакторам, легко найти расходы и выходы на плавку в целом. Они приведены в табл. 26, графа 8.

Часовые расходы материалов и выходы продуктов плавки

Имея показатели плавки, отнесенные к 1 т выплавляемой стали, легко определить показатели, отнесенные к часу работы агрегата. Для этого необходимо установить часовую производительность агрегата. Она может быть рассчитана по формуле

$$p_{г.ч} = \frac{10^8 P_{аг}}{365 \cdot 24 (100 - d)}, \quad (167)$$

где $p_{г.ч}$ — производительность агрегата за горячий час работы, т/ч; $P_{аг}$ — производительность агрегата за год, млн. т; 365 — число суток в году; 24 — число часов в сутках; d — простои в процентах от календарного времени.

Согласно условиям, $P_{аг}=1,5$ млн. т.

Ввиду отсутствия практики работы САНД при установлении возможных простоев можно исходить из практики работы кислородно-конверторных цехов. В конверторных цехах обычно устанавливают три агрегата, из которых два работают непрерывно, а один находится на ремонте или в резерве. При таких условиях величина d включает лишь кратковременные, чаще всего непредвиденные (горячие) простои. Они в конверторных цехах обычно не превышают 2%. Для цеха с САНДами примем $d=5\%$.

Тогда

$$p_{г.ч} = \frac{10^8 \cdot 1,5}{365 \cdot 24 (100 - 5)} \approx 180 \text{ т/ч.}$$

После этого показатели, выраженные в кг/т, пересчитываем в показатели, выраженные в т/ч. Результаты пересчетов занесены в графы 3, 5, 7 и 9 табл. 26.

Глава VIII

ПРИМЕНЕНИЕ ЭЦВМ ДЛЯ МОДЕЛИРОВАНИЯ (РАСЧЕТА) СТАЛЕПЛАВИЛЬНЫХ ПРОЦЕССОВ*

В настоящее время ни у кого не вызывает сомнения целесообразность применения ЭЦВМ для расчета плавки стали как при выполнении студентами курсовых и дипломных проектов (работ), так и при управлении производственными процессами в различных агре-

* Глава написана с участием Ю. А. Колесникова.

гатах, особенно процессами в кислородных конверторах и двухванных печах.

В зависимости от структуры вычислительного центра возможны два варианта выполнения расчетов на ЭЦВМ.

В тех вычислительных центрах, где работа на вычислительных машинах осуществляется только операторами, расчет плавки стали в каком-либо агрегате должен быть заранее запрограммирован и вместе с указаниями для операторов по использованию программы передан в вычислительный центр. Студент в этом случае подготавливает исходные данные для расчета и оформляет специальный бланк-заказ, а затем получает готовые результаты.

Такой метод выполнения расчетов с помощью вычислительной машины соответствует условиям будущей производственной деятельности инженера и требует от студента глубокого понимания сущности расчета плавки. Тип ЭЦВМ для выполнения расчетов при этом выбирается из имеющихся возможностей вычислительного центра по реализации математической модели в наиболее полном объеме и степени загруженности машин.

Разработанные Днепропетровским металлургическим институтом методические указания [4] позволяют студентам выполнить необходимые расчеты при курсовом, дипломном проектировании, а также при выполнении научно-исследовательского практикума.

При наличии в вузе достаточного числа малых ЭЦВМ (например, типа «Мир») может быть организован свободный доступ студентов к пульту управления машиной. В этом случае весь процесс решения какой-либо задачи выполняется студентом самостоятельно, а оператор является консультантом.

Студент в этом случае получает необходимые практические навыки по применению ЭЦВМ в инженерных расчетах, оценке возможностей ЭЦВМ различного класса и постановке задач для решения.

Непосредственный контакт студента с ЭЦВМ позволяет также передать вычислительной машине часть функций обучения студента. В этом случае ЭЦВМ с заранее подготовленной и введенной в нее программой расчета плавки стали в каком-либо агрегате можно рассматривать как действующую модель этого сталеплавильного агрегата. Вводя предварительно выбранные исходные данные и получая промежуточные результаты по некоторым основным параметрам плавки (например, химическому составу металла и его температуре), студент имеет возможность оценить правильность выбора варианта технологии и исходных параметров плавки. При отклонении промежуточных результатов расчета от заданных студент может выбрать нужный технологический прием, опробовать его на ЭЦВМ и добиться желаемых результатов.

Отсутствие утомительной ручной вычислительной работы и наличие быстрой обратной связи создают элемент творчества при расчете плавки, что, несомненно, способствует повышению качества подготовки специалистов. Такой метод использования ЭЦВМ при курсовом и дипломном проектировании реализуется в Магнитогорском горно-металлургическом институте [5].

Ниже излагается методика расчета плавки стали в двухвальной печи на ЭЦВМ «Мир-2» для условий непосредственного контакта студента с ЭЦВМ.

Математическая модель плавки построена, исходя из физико-химической сущности сталеплавильных процессов и учитывая особенности работы двухвальных печей.

Составление математической модели для расчетов процесса на малых ЭЦВМ удобнее всего вести по следующей схеме. Вначале описывается процесс в той камере, в которой ведут продувку металла кислородом (в горячей камере). При этом можно воспользоваться математическими соотношениями для кислородного конвертора, принимая во внимание температуру подогрева лома и считая его расход заданным.

Расчет процесса в горячей камере начинается с определения среднего состава металлической шихты по известным расходам чугуна и лома на плавку и их химическим составам (можно начинать и с определения расхода лома с принятой температурой подогрева, как это было сделано при расчете кислородно-конверторного процесса в гл. VI). Затем следует определение расхода извести через необходимую основность шлака, расчет количества шлака и металла в конце продувки с учетом всех материалов, участвующих в плавке. Наконец, определяется возможное остаточное содержание вредных примесей (фосфора и серы) в конце продувки. Информация об этих параметрах выдается для анализа лицу, производящему расчет.

Отклонения результатов расчета по этим параметрам от требования заданной марки стали могут быть вызваны либо неправильным выбором исходных данных для расчета, либо невозможностью получения желаемого результата принятым вариантом технологии (требуется промежуточный спуск шлака, предварительная десульфурация чугуна и т. д.). Поэтому прежде всего надо оценить исходные данные, изменяя их в пределах возможных значений. При этом расчет необходимо повторять сначала, что, естественно, должно быть предусмотрено в программе расчета.

Далее составляется тепловой баланс металлической ванны в горячей камере, из которого определяется возможная температура металла в конце продувки. Информация о температуре также должна быть выдана для анализа. При отклонениях температуры металла от заданной (более $\pm 10^\circ\text{C}$) необходимо прежде всего изменить температуру подогрева лома, значением которой задавались в начале расчета, учитывая практически возможные пределы колебания этого параметра плавки ($800\text{--}1000^\circ\text{C}$).

При достижении заданных значений содержания фосфора, серы в металле и температуры металла в конце продувки составляется баланс кислорода в горячей камере, исходя из которого при заданной интенсивности подачи дутья определяется время продувки или, наоборот, при заданной продолжительности продувки определяется ее интенсивность.

Остается решить вопрос о возможности нагрева металлического лома до температуры, с которой он «поступает» в горячую камеру. Для этого составляем тепловой баланс рабочего пространства печи со следующими допущениями:

- 1) тепловые потери горячей камеры (главным образом потери холодного хода печи и расход тепла на нагрев продувочных фурм) компенсируются приходом тепла от дожигания части окиси углерода, выделяющейся из металлической ванны, кислородом воздуха, подсасываемого в камеру через вертикальный канал и завалочные окна;

- 2) количество подсасываемого воздуха в рабочее пространство печи пропорционально количеству дожигаемого оксида углерода.

Задавшись температурой газа в пространстве между камерами и на выходе из холодной камеры (практические данные для этого

имеются), из теплового баланса определяем расход топлива (природного газа), необходимого для дополнительного нагрева металлического лома до температуры, при которой получены заданные значения параметров плавки в горячей камере. После этого определяется тепловая нагрузка. Величина тепловой нагрузки не должна превышать $30 \cdot 10^6$ ккал/ч [6]. При получении большей тепловой нагрузки следует уменьшить расход металлического лома и весь расчет повторить снова.

В конце расчета производятся вычисления для процесса раскисления металла и определяются составы металла, шлака и расход всех материалов на плавку.

Как видно из приведенной схемы, расчет плавки стали в двухвальной печи по сравнению с кислородным конвертором включает большой объем вычислений и, следовательно, требует большего объема памяти ЭЦВМ. Поэтому целесообразно для расчета использовать ЭЦВМ типа «Мир-2». Одним из дополнительных преимуществ таких машин является наличие дисплея, на экран которого можно выводить промежуточные результаты, что особенно удобно при многократном повторении расчетов.

Согласно приведенной схеме расчета плавки стали в двухвальной печи, разработаны расчетные уравнения по методу составления баланса различных компонентов и тепла, изложенному выше, в главах II—IV. В этом случае при достаточной точности получаемых результатов математическая форма уравнений относительно проста и удобна для программирования.

Полученные указанным способом расчетные уравнения составляют основу алгоритма расчета плавки, для реализации которых выбираются идентификаторы и составляется программа расчета для ЭЦВМ, например для «Мир-2».

Операторная часть программы, включая служебное слово «ГДЕ», переносится на перфоленту и хранится в нескольких экземплярах в вычислительном центре и на кафедре. Описательную часть программы для конкретного варианта расчета студент должен готовить самостоятельно, пользуясь указаниями, приведенными в инструкции и консультации преподавателя.

Расчет плавки стали в других сталеплавильных агрегатах с использованием малых ЭЦВМ можно выполнять по рассмотренной схеме. Поэтому применение малых ЭЦВМ наиболее эффективно при курсовом проектировании и при выполнении научно-исследовательских работ.

При дипломном проектировании в условиях ограниченного времени расчеты плавки должны быть максимально автоматизированы. Это может быть достигнуто применением ЭЦВМ среднего класса типа ЕС-1020. С помощью специальной программы «Конвертор» на машине ЕС-1020 можно реализовать программу, составленную для «Мир-2», т. е. при наличии программы для «Мир-2» и специальной программы «Конвертор» не требуется составления программы для ЕС-1020.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Бигеев А. М. *Металлургия стали. Теория и технология плавки стали*. М.: Metallurgy, 1977. 440 с., ил.

2. Бигеев А. М. *Расчеты мартеновских плавов*. М.: Metallurgy, 1966. 387 с., ил.

3. Бигеев А. М., Колесников Ю. А. *Основы математического описания и расчеты кислородно-конверторных процессов*. М.: Metallurgy, 1970. 229 с., ил.

4. Яковлев Ю. Н., Чуйко Ю. Н. *Расчет кислородно-конверторной плавки с использованием ЭВМ*. Днепропетровск: ДМетИ, 1976. 130 с., ил.

5. Бигеев А. М., Колесников Ю. А., Перчаткин П. Н. *Расчет плавки стали в кислородном конверторе на ЭЦВМ «Мир-1» и «Мир-2»*. Магнитогорск: МГМИ, 1976. 80 с., ил.

6. Ефимов Л. М., Коренфельд В. Н. — «Информация ин-та «Черметинформация», 1976, серия 6, вып. 3, с. 15—18.

7. Уикс К. Е., Блок Ф. Е. *Термодинамические свойства 65 элементов, их окислов, галогенидов, карбидов и нитридов*. М.: Metallurgy, 1965. 240 с., ил.

АБДРАШИТ МУСЕЕВИЧ БИГЕЕВ

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ ОПИСАНИЕ И РАСЧЕТЫ СТАЛЕПЛАВИЛЬНЫХ ПРОЦЕССОВ

Редактор издательства Г. А. Лебедева
Художественный редактор А. И. Гофштейн
Технический редактор Т. М. Дудаева
Корректоры Т. В. Морозова, Е. В. Якиманская
Обложка художника Л. Н. Наумова

ИБ № 1866

Сдано в набор 21.07.81. Подписано в печать 26.01.82. Т-02527. Формат бумаги 84×108¹/₃₂. Бумага типографская № 2. Гарнитура литературная. Печать высокая. Усл. печ. л. 8,4. Усл. кр.-отт. 8,61. Уч.-изд. л. 9,23. Тираж 3900 экз. Заказ № 813. Цена 30 к. Изд. № 0211

Издательство «Металлургия», 119034, Москва, Г-34,
2-й Обыденский пер., д. 14

Владимирская типография «Союзполиграфпрома» при Государственном комитете СССР по делам издательств, полиграфии и книжной торговли.
600000, г. Владимир, Октябрьский проспект, д. 7

ВНИМАНИЮ

специалистов, предприятий

и библиотек!

Вам предлагаются книги выпуска 1983 г., заказы на которые принимает только издательство «Металлургия».

Книготорговые организации и бибколлекторы заказы на эти книги не принимают. В свободную продажу они не поступят.

Заказы на эти издания оформляются гарантийными письмами в адрес издательства: 119034, Москва, ГСП-3, 2-й Обыденский пер. д. 14. Отдел распространения.

После выхода в свет книги рассылаются наложенным платежом согласно полученным заказам.

Арсентьев П. П., Квитко М. П. Конверторный процесс с донным дутьем. 10 л. 50 к.

Бочков Н. Г., Липухин Ю. В., Пименов А. Ф. и др. Производство качественной малоуглеродистой листовой стали. 15 л. 80 к.

Гринберг Д. Л. Химическая технология на металлургическом заводе. 8 л. 40 к.

Дюдкин Д. А., Крупман Л. И., Максименко Д. М. Усадочные раковины в стальных слитках и заготовках. 10 л. 50 к.

Ершов Г. С., Бычков Ю. Б. Свойства металлургических расплавов и их взаимодействие в сталеплавильных процессах. 17 л. 2 р. 80 к.

Зубарев П. В. Жаропрочность фаз внедрения. 12 л. 1 р. 80 к.

Морозов А. Н. Современный процесс производства стали в дуговых печах. 15 л. 75 к.

Явойский В. И., Лузгин В. П. Газы в стали и качество металла. 18 л. 3 р.