

ФГАОУ ВПО «Национальный исследовательский технологический университет
«Московский институт стали и сплавов»

На правах рукописи

Черменев Евгений Александрович

**Исследование процессов нагрева и плавления окатышей в ванне дуговой
печи с целью повышения энергоэффективности электроплавки стали**

05.16.02 – «Металлургия черных, цветных и редких металлов»

Диссертация на соискание ученой степени
кандидата технических наук

Научный руководитель
доктор технических наук,
профессор Меркер Э.Э.

Москва – 2014

Содержание

Введение	4
Глава 1. Состояние вопроса, задачи и методика исследования	8
1.1 Тепло-технологические особенности электроплавки металлизированных окатышей в ванне дуговой печи	9
1.2 Системы управления энерготехнологическим режимом при электроплавке окатышей в дуговой печи	17
1.3 Энергетические и технологические преимущества электроплавки стали с непрерывной загрузкой шихты (окатышей) в ванну печи	20
1.4 Шлаковый режим, обезуглероживание и выбор интенсивности подачи кислорода через ТКГ в дуговую печь	24
1.5 Оценка эффективности работы дуговых печей на трубчатых (полых) электродах при электроплавке стали	29
1.6 Методы проведения экспериментов и моделирования тепло-технологических процессов и задачи исследования по данной проблеме	36
1.7 Выводы и заключение по Главе 1	38
Глава 2. Исследование и моделирование распределения тепловых потоков в дуговой печи при образовании электрической дуги на выходе из осевого отверстия электрода в подэлектродном пространстве агрегата	40
2.1 Анализ теплообмена в дуговой печи при плавке металлизированных окатышей	40
2.2 Исследование процесса угара и нагрева металла при плавке окатышей в дуговой печи	42
2.3 Математическое описание распределения тепловых потоков, падающих от электрических дуг в рабочем пространстве печи	44
2.3.1 Разработка модели расчета функций падающих тепловых потоков от дуг в пространство печи	44
2.3.2 Результаты расчета теплообмена излучением в рабочем пространстве дуговой печи	51
2.3.3 Математическое описание цилиндрического источника излучения	52
2.4 Моделирование теплового состояния ванны ДСП	54
2.4.1 Постановка задачи моделирования теплового состояния ванны ДСП	54
2.4.2 Построение математической модели температурных полей в ванне ДСП	56
2.4.3 Разработка алгоритма модели и программы расчета параметров теплового состояния ванны ДСП	65
2.5 Анализ результатов моделирования теплового состояния ванны	68
2.6 Выводы по Главе 2	70
Глава 3. Исследование кинетических закономерностей процессов обезуглероживания металла в дуговой сталеплавильной печи при электроплавке ЖМО	71
3.1 Термодинамические особенности развития окислительных процессов при обезуглероживании металла в сталеплавильных печах	71
3.2 Анализ работ по исследованию механизма обезуглероживания металла в сталеплавильных печах	76
3.3 Закономерности обезуглероживания металлической ванны переменной массы в дуговой печи	81
3.4 Математическое моделирование процесса обезуглероживания металла при	

электроплавке окатышей в дуговой печи	88
3.5 Адекватность и результаты расчетов по модели обезуглероживания	93
3.6 Выводы по Главе 3	95
Глава 4. Исследование кинетики и механизма плавления окатышей в системе дуга-шлак-металл, разработка математической модели и алгоритма расчета параметров нагрева и плавления ЖМО в ванне ДСП	97
4.1 Теоретические основы взаимодействия твердого тела с железоуглеродистым расплавом	97
4.2 Условия образования корочки на поверхности окатышей при их плавления в ванне дуговой печи	99
4.3 Интенсификация плавления окатышей при их загрузке на шлако-металлический расплав в зону воздействия электрической дуги	101
4.4 Разработка математической модели нагрева и плавления окатыша в системе дуга-шлак-металл	103
4.4.1 Построение математической модели плавления окатыша вне влияния электрической дуги в ванне ДСП	104
4.4.2 Разработка алгоритма и программы расчета плавления окатыша вне влияния электрической дуги в ванне ДСП	110
4.4.3 Построение математической модели плавления окатыша при подаче ЖМО в высокотемпературную зону электрической дуги под электродом.....	114
4.4.4 Разработка алгоритма и программы расчета плавления окатыша при подаче ЖМО в высокотемпературную зону электрической дуги под электродом.....	117
4.5 Проверка на адекватность и анализ результатов моделирования процессов нагрева и плавления окатыша в ванне дуговой печи.....	120
4.6 Выводы по Главе 4	123
Глава 5. Разработка энергосберегающей технологии электроплавки стали с применением комплексной математической модели расчета процессов нагрева, обезуглероживания, плавления и загрузки окатышей через осевые отверстия электродов дуговой печи	124
5.1 Особенности модернизации и анализ методов повышения эффективности электроплавильного производства	124
5.2 Анализ работы АСУ-ТП и оптимизация электрического режима при электроплавке ЖМО в дуговой печи	125
5.3 Исследование эффективности электроплавки металлизированных окатышей при их непрерывной подаче через осевые отверстия электродов в ванну дуговой печи.....	130
5.4 Совершенствование метода загрузки ЖМО в ванну дуговой печи	135
5.5 Особенности работы системы управления режимом электроплавки стали с подачей окатышей в подэлектродное пространство агрегата	140
5.6 Совершенствование технологии электроплавки стали на основе применения комплексной модели расчета процессов нагрева, обезуглероживания, плавления и оптимизации процесса загрузки ЖМО в печь.....	145
5.7 Выводы и предложения по Главе 5	146
Заключение и общие выводы по работе.....	147
Библиографический список.....	150
Приложения	

Введение

Общая характеристика работы

Актуальность работы

Для современного развития электросталеплавильного производства с применением технологии переплавки железорудных металлизированных окатышей (ЖМО) в дуговых печах важным остаются проблемы достижения высоких технико-экономических показателей, повышения качества металлопродукции и снижения энергоемкости производства.

Одним из перспективных направлений производства электростали в дуговых сталеплавильных печах (ДСП) является применение непрерывной подачи ЖМО в ванну агрегата через осевые отверстия электродов в пространство высокотемпературных электрических дуг и на поверхность расплава под их воздействием, что является существенным отличием от типовой технологии электроплавки стали. В этой связи представляется актуальным и целесообразным изучить закономерности совместного протекания процессов нагрева и плавления окатышей в сложной многофазной системе дуга-шлак-металл, проанализировать физико-химические и тепло-массообменные особенности плавления потока ЖМО в шлако-металлической ванне печи, разработать математическую модель и алгоритм оптимального управления параметрами хода электроплавки стали.

Цель работы: разработка теоретических основ и обоснование эффективности технологии электроплавки стали на основе применения непрерывной подачи металлизированных окатышей через осевые отверстия электродов в подэлектродное пространство ванны дуговой печи.

Основные задачи:

1. Выполнить экспериментальные исследования на горячей модели с анализом теплообмена в системе дуга-расплав, процессов нагрева и плавления ЖМО в ванне печи при их подаче через осевое отверстие электрода.
2. Изучить процессы распределения и усвоения тепла в системе дуга-расплав, окисления углерода металла, нагрева и плавления ЖМО в условиях их подачи в подэлектродное пространство ванны дуговой печи.
3. Разработать математические модели теплового состояния шлако-металлической ванны ДСП, процесса обезуглероживания при подаче ЖМО и использовании ТКГ, а также нагрева и плавления окатыша в агрегате.
4. Выполнить, используя полученные математические модели, расчет теплового состояния и внешнего теплообмена, анализ распределения температур в объеме шлако-металлической ванны и оценку угара железа с поверхностями менисков и параметров режима плавления окатыша, при различных условиях его подачи в ванну дуговой печи.
5. Исследовать процессы электроплавки стали при подаче ЖМО в подэлектродное пространство ванны 150 т дуговой печи для осуществления оптимального управления параметрами температурно-шлакового и энергетического режимов с обеспечением энергоэффективности и ресурсосбережения.

Научная новизна

1. Показано, что подача металлизированного сырья через осевые отверстия электродов существенно ускоряет процессы нагрева и плавления потока окатышей, при этом трубчатые (полые) электроды используются в качестве элементов оборудования дуговой печи для непрерывной загрузки сыпучих материалов в объем электрических дуг и зону высокотемпературного шлако-металлического расплава, которая отвечает требованиям

интенсификации процессов плавки, при этом энергетически положительная роль электродов заключается в том, что дуги, образующиеся на выходе из отверстий в их торцах, становятся массивнее, занимают вертикальное положение и их мощность повышается, что способствует увеличению удельной скорости нагрева расплава ванны в подэлектродном пространстве агрегата.

2. Уточнены закономерности по кинетике и механизму нагрева и плавления металлизированных окатышей при их подаче на шлак и перегретый металл с образованием соответственно шлаковой и металлической корочки, теплоемкость последней в 2-3 раза ниже и это обстоятельство способствует существенному ускорению режима их плавления в подэлектродном пространстве ванны печи на поверхностях менисков жидкого металла, причем оптимальный ход технологического процесса плавления потока сырья осуществляется в соответствии с данными, полученными по расчету температурных полей расплава и использованием разработанной математической модели теплового состояния ванны печи.

3. Предложена комплексная математическая модель, включающая описание теплового состояния шлако-металлической ванны, процесс обезуглероживания металла, нагрев и плавление окатышей, загружаемых в печь, позволяющая определять энерготехнологические показатели работы агрегата и управлять режимом плавки. При этом установлена положительная роль регулируемой подачи материалов в подэлектродное пространство печи, что обеспечивает энергосбережение, повышение производительности агрегата и увеличение выхода годного металла.

Практическая значимость и реализация работы

Полученные в работе научные результаты по распределению тепловых потоков в шлако-металлической ванне, режиму обезуглероживания при непрерывной подаче окатышей, а также механизму и кинетике их плавления использованы для разработки оптимальных температурно-шлакового и энергетического режимов плавки стали, позволяющих существенно снизить энергоемкость и пылевыведение из ванны, повысить энергетический КПД, производительность и выход годной жидкой стали.

Обоснован энергосберегающий режим переплавки ЖМО в 150 т ДСП для условий ОАО «ОЭМК», при непрерывной их подаче через осевые отверстия электродов в подэлектродное пространство ванны, позволяющий существенно снизить угар металла и повысить энергоэффективность электроплавки стали.

Разработан новый способ подачи и предложено устройство для регулируемой загрузки ЖМО, извести и других сыпучих материалов в подэлектродное пространство дуговой печи, в том числе и под давлением газовых смесей, позволяющие реализовать предложенные в работе научно-технические решения по повышению эффективности электроплавки стали.

Разработан алгоритм и программа расчета основных показателей энерготехнологического режима электроплавки ЖМО на основе учета данных их непрерывной загрузки, параметров теплового состояния ванны, процессов нагрева и обезуглероживания металла в условиях применения ТКГ при подаче окатышей, как в подэлектродное, так и в межэлектродное пространство, что позволяет осуществлять контроль параметров процесса плавки стали в дуговой печи, для соблюдения рекомендуемой рациональной технологии электроплавки стали, и тем самым обеспечить повышение технико-экономических и энерготехнологических показателей производства.

Установлено, что для условий 150 т ДСП при способе загрузки окатышей через осевые отверстия электродов удельный расход электроэнергии снижается от 3 до 5 %, производительность печи возрастает до 10%, время плавки под током уменьшается на 10-14%, а

выход годного увеличивается на 1,2%.

Методы исследования: При выполнении работы использовались методы математического моделирования и усовершенствованные методы расчета и анализа лабораторных экспериментов.

Достоверность результатов работы

Достоверность подтверждается: опытными данными, полученными в лабораторных условиях, с применением компьютерной обработки; достаточной сходимостью лабораторных экспериментов (расхождение менее 10%) с литературными и производственными данными; адекватностью математических моделей.

Текст диссертации и автореферата проверен на отсутствие плагиата с помощью программы «Антиплагиат» (<http://antiplagiat.ru>).

Апробация результатов работы

Основные положения и результаты диссертационной работы доложены и обсуждены на 3-й всероссийской научно-практической конференции «Моделирование, программное обеспечение и наукоемкие технологии в металлургии» (г. Новокузнецк, 2011г.); 7-й региональной научно-практической конференции «Дни науки СТИ НИТУ МИСиС» (г. Старый Оскол, 2011г.); 8-й международной научно-технической конференции «Современная металлургия начала нового тысячелетия» (г. Липецк, 2011г.); всероссийской научно-практической конференции «Образование, наука, производство и управление» (г. Старый Оскол, 2011г.); 8-й всероссийской научно-практической конференции (г. Старый Оскол, 2012г.); VI международной научно-практической конференции «Энергосберегающие технологии в промышленности. Печные агрегаты. Экология» (г. Москва, НИТУ МИСиС, 2012г.).

Публикации. По наиболее важным материалам диссертационной работы имеется 19 публикаций в центральных и региональных изданиях, в том числе 6 статей в цитируемых журналах, входящих в перечень ВАК.

Структура и объем работы

Работа состоит из введения, пяти глав, заключения, библиографического списка из 119 наименований и приложений, содержащих 155 страниц печатного текста, 103 иллюстрации и 21 таблицу.

На защиту выносятся:

- результаты экспериментальных исследований по изучению теплообмена электрических дуг и процессов нагрева и плавления ЖМО при их подаче через осевое отверстие электрода;
- теоретические положения по распределению и усвоению тепла в системе электрическая дуга-расплав, процессам теплоусвоения, нагрева, обезуглероживания расплава и их оптимальному соотношению, нагреву и плавлению ЖМО, в условиях подачи окатышей через осевые отверстия электродов в подэлектродное пространство ванны дуговой печи;
- методики расчетов теплового состояния ванны ДСП с учетом способа подачи окатышей, параметров режима обезуглероживания при непрерывной подаче ЖМО и использовании ТКГ, нагрева и плавления окатыша в условиях влияния излучения электрической дуги;
- результаты расчетов теплового состояния ванны и плавления окатыша в системе дуга-шлак-металл и анализ теплообмена при подаче ЖМО в подэлектродное пространство дуговой печи;
- энергосберегающий режим переплавки ЖМО в 150 т ДСП на основе учета в математической модели управления плавкой кинетики процессов обезуглероживания, нагрева

металла и плавления окатышей, и разработка оптимальной технологии электроплавки стали путем синхронизации режимов обезуглероживания, плавления и загрузки окатышей в ванну дуговой печи.

Глава 1. Состояние вопроса, задачи и методика исследования

Исследования проблем использования трубчатых (полых) электродов в дуговых печах проводились в ряде стран (США, Япония, ГДР, ЧССР, ПНР, СССР, РФ и др.) под руководством советских (А.В. Егоров, Н.В. Огороков, Л.Е. Никольский, А.С. Микулинский, В.П. Воробьев, А.К. Мартыненко), зарубежных (Schwabe W.E., Von K., Араки Тосихико, Мива Мамору и др.) и российских (Э.Э. Меркер, В.А. Бигеев, Е.Б. Агапитов и др.) ученых, что позволило сделать вывод о перспективности применения этих электродов в плане стабилизации дугового разряда, увеличения использования мощности в периоды беспокойного электрического режима (на 9%), повышения КПД нагрева на 5-7% и возможное снижение расхода электроэнергии до 15%.

В частности рассматривалось использование трубчатых электродов для подачи сыпучих материалов и потоков газа в дуговую печь.

Араки Тосихико предложен способ рафинирования стали в ДСП [1], заключающийся в том, что в жидкую ванну вдувают через полые электроды в токе газа-носителя, например аргона, оксиды металла, например Cr_2O_3 , NiO , MoO_3 , WO_3 и одновременно через фурму, погруженную в расплав, вдувают реагенты-восстановители, такие как угольный порошок, порошкообразный Si , Al и т.п. В качестве шлакообразующих добавок, могут одновременно вдуваться известь и плавиковый шпат, которые служат одновременно и десульфураторами стали.

Мива Мамору с целью снижения стоимости легированной хромом стали предложено вместо дорогого феррохрома вводить хром путем восстановления хромовой руды в процессе плавки в ДСП, оборудованной полыми электродами [2]. Так по окончании окислительного периода через осевые отверстия в электродах в зону дуги подают с помощью несущего газа (аргона или азота) гранулированную хромовую руду, для восстановления которой используют углеродистые материалы. Таким способом получают сталь со средним содержанием углерода.

В Югославии через полый электрод в дуговую печь подавали рудную мелочь для выплавки FeCr [3]. Печь мощностью 20 МВт на заводе в Дуги-Рате. Рудная мелочь в потоке азота с расходом $13 \text{ м}^3/\text{ч}$, который подавали непрерывно, чтобы отходящий CO не попадал в загрузочную емкость. В результате содержание Cr_2O_3 в шлаке снизилось с 5-6 до 2-3%, уменьшилось выделение пыли при плавке, удельный расход электродов уменьшился с 35 до 13 кг/т FeCr , а производительность повысилась.

Ерофеевым М.М. разработана конструкция полых электродов и система питания их аргоном, получена экспериментальная зависимость КПД нагрева стали от расхода газа, подаваемого через полые электроды и различных ступеней трансформатора, использование которой обеспечивает снижение расхода электроэнергии и электродов [4]. Установлены рациональные электрический и технологический режимы нагрева и обработки металла на агрегате ковш-печь при продувке аргоном через полые электроды, что обеспечило снижение расхода электроэнергии на 6,6%, а электродов на 7,9%. При этом отмечен центральный характер привязки дуги, что повлияло на условия ее горения и повысило КПД нагрева стали на 7%. При работе с полыми электродами также обнаружено улучшение условий десульфурации стали.

Анализ имеющихся опытных данных показывает, что использование трубчатых электродов в дуговых печах, с подачей ЖМО (брикетов) и других сыпучих материалов в потоках газа (аргон, азот, природный газ и др.), представляется весьма обнадеживающим при решении ряда теоретических, технологических и теплоэнергетических вопросов для конкретных условий работы агрегатов, что и предполагается выполнить в настоящей работе.

1.1 Тепло-технологические особенности электроплавки металлизированных окатышей в ванне дуговой печи

В современных условиях при производстве высококачественных сталей и для повышения качества сталей, выплаваемых из лома, широкое распространение получило применение железа прямого восстановления.

Как шихтовой материал оно имеет ряд специфических особенностей, которые определяют особенности технологии электроплавки с его применением [5]. Обычно его получают и используют в виде железорудных металлизированных окатышей (ЖМО) диаметром 3-20 мм; реже в виде брикетов горячебрикетированного железа (ГБЖ). ЖМО обычно содержат 2-8% пустой породы с основностью $(CaO)/(SiO_2) \approx 0,3$, остальное составляет железо и его оксиды. Степень металлизации ЖМО $(Fe_{мет}/Fe_{общ}) \approx 0,90-0,97$. Содержание оксидов железа около 3-12%. Большое количество пустой породы и оксидов железа повышает кратность шлака и приводит к увеличению расхода энергии на плавку. Но вместе с тем высокое содержание оксидов железа ускоряет плавление ЖМО. Увеличение количества шлака улучшает службу футеровки стен.

Содержание углерода в ЖМО 0,2-2% определяется технологией металлизации. Насыпная плотность 1,2-1,5 т/м³, что близко к плотности подготовленного лома. ЖМО имеет низкую теплопроводность: для единичного окатыша $\lambda=2,3-3$ Вт/(м·К); для слоя $\lambda=0,35-1$ Вт/(м·К), что затрудняет их нагрев и плавление и усложняет технологию плавки.

Низкое содержание примесей в ЖМО дает возможность использовать их по двум направлениям: получение металла очень высокого качества при большой их доле в шихте; получения стали обычного качества при применении дешевого скрапа низкого качества.

Для экономичной и высокопроизводительной работы дуговой сталеплавильной печи (ДСП) важно соотношение ЖМО и лома. При малом количестве ЖМО не удастся получить необходимую степень повышения качества металла. При большом количестве замедляется плавление, увеличивается время плавки и расход энергии.

Производительность ДСП при работе на металлизированном сырье в значительной мере зависит от способа загрузки [6]. При загрузке ЖМО порциями по 30-40% от массы шихты вследствие малой теплопроводности окатыши спекаются, что увеличивает время плавления. Непрерывная загрузка ЖМО на жидкую ванну значительно уменьшает продолжительность их плавления, так как в жидком металле облегчается и ускоряется теплопередача к плавящемуся окатышу (максимальное увеличение наблюдается при 20-50% ЖМО).

При производстве высококачественной стали оптимальным с технологической точки зрения является количество ЖМО 50-70%. При этом выгодно начинать плавку на ломе.

В начале плавки весь лом загружается в печь. После проплавления колодцев и образования ванны жидкого металла на подине печи через отверстие в своде начинают непрерывно загружать ЖМО. Раннее начало завалки ЖМО позволяет больше времени работать с длинными, мощными дугами, так как на откосах у стен еще лежит нерасплавленный лом, защищающий футеровку.

Плавление ЖМО сопровождается восстановлением оксидов железа углеродом и кипением ванны. Для уменьшения длительности плавления и улучшения его показателей большое значение имеет правильный выбор скорости окисления углерода расплава. При малой скорости снижается интенсивность теплопередачи в ванне и скорость плавления ЖМО, при большой происходит бурное газовыделение и процесс становится неуправляемым. Интенсивность окисления углерода и кипения ванны регулируют добавками окислителей (окисленные окатыши и кислород) или науглероживателя (кокса).

Для офлюсования пустой породы, создания условий дефосфорации, уменьшения эрозии основной футеровки во время плавки одновременно с загрузкой ЖМО в печь вводят известь. Основность шлака $(\text{CaO}+\text{MgO})/(\text{SiO}_2+\text{Al}_2\text{O}_3)$ обычно поддерживают на уровне двух единиц. Это улучшает вспенивание шлака, что обеспечивает возможность хорошего экранирования мощных дуг и оптимизации электрического режима.

Высокая окисленность и достаточная основность шлака периода плавления, сравнительно невысокая температура, интенсивное перемешивание расплава пузырями СО, которое увеличивает поверхность металл-шлак и скорость массопереноса, постоянное частичное обновление шлака способствуют быстрой и достаточно глубокой дефосфорации.

Плавление ЖМО стремятся совместить с управляемым окислительным рафинированием ванны, т.е. окислением примесей и нагревом металла до температуры близкой к температуре выпуска, что способствует существенному уменьшению времени плавки. В связи с совмещением процессов плавления и окисления примесей, классический окислительный период не проводят. После полного проплавления шихты и удаления шлака обычно проводят короткий период доводки под окисленным шлаком (одношлаковый процесс). Он предусматривает введение в виде соответствующих ферросплавов кремния, марганца и хрома на нижний предел содержания в заданной марке и нагрев на 40-60 К. Десульфурация металла во время плавки при данном процессе затруднена. Окончательную доводку и раскисление плавки проводят в ковше.

Устранение подвалок благодаря непрерывной загрузке, совмещение плавления ЖМО с окислением углерода и других примесей уменьшает время плавки. Несмотря на это увеличивается расход электроэнергии на плавку, из-за ухудшения условий теплопередачи в ванне и необходимости проплавления пустой породы и флюсующих добавок. Он может быть существенно снижен в случае применения горячих ЖМО.

Расход электродов вследствие некоторого возрастания расхода электроэнергии увеличивается. Но примерно на ту же величину снижаются потери в результате окисления с поверхности и поломок.

Стойкость футеровки стен несколько ниже, чем при работе на ломе из-за усиления оплавления вследствие интенсивного омывания ее высокожелезистым шлаком.

При горении дуги на жидкий металл дуга горит стабильней по сравнению с плавкой лома, характеризуется увеличением эффективной мощности и лучшим распределением по фазам, что обусловлено уменьшением фактического реактанта печной установки и увеличением коэффициента мощности. Из-за этого возрастают тепловые нагрузки на футеровку стен, поэтому их водяное охлаждение особенно целесообразно для сверхмощных печей, работающих на ЖМО.

Существенный резерв по снижению энергозатрат и повышению эффективности производства при электроплавке ЖМО (рис 1.1) является обеспечение вспенивания шлака с погружением в него электрических дуг, соблюдение синхронности хода процессов обезуглероживания (v_c , %С/мин) и нагрева (v_t , К/мин) металла при оптимизации уровня перегрева его над ликвидусом.

Управление процессом плавки ЖМО в ДСП (рис. 1.2) осуществляется на основе выбора скорости их загрузки ($v_{ок}$, кг/с) в зависимости от текущего теплосодержания ванны ($Q_{в(τ)}$, кДж):

$$v_{ок} = f \left(Q_{в(τ)} / \left[\sum_j \Delta H_j m_j \right] \right) > 1,2, \quad (1.1)$$

где ΔH_j – изменение энтальпии загруженного в печь j-го материала при его нагреве от

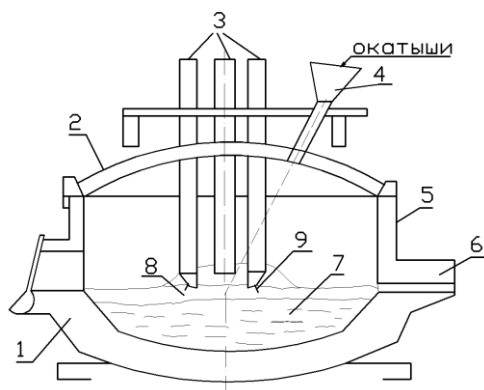


Рис. 1.1. Схема 150 т дуговой печи с установкой для непрерывной загрузки ЖМО: 1 – корпус печи; 2 – водоохлаждаемые сводовые панели; 3 – электроды; 4 – устройство для непрерывной загрузки ЖМО; 5 – стена; 6 – выпускное отверстие; 7 – металлическая ванна; 8 – шлаковый расплав; 9 – электрическая дуга

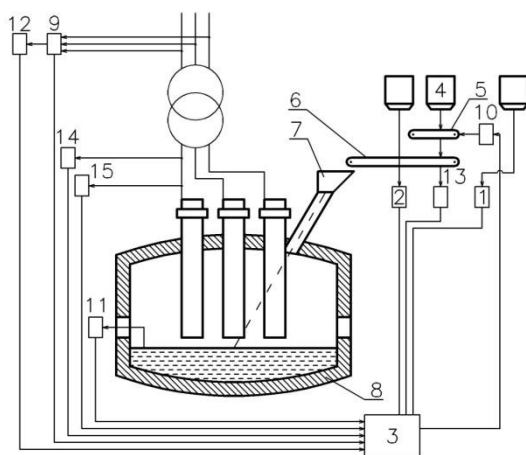


Рис. 1.2. Схема дуговой печи с системой управления процессом плавки ЖМО в условиях ОАО «ОЭМК»: 1 – расход металлошихты на электроплавку; 2 – датчик расхода сыпучих материалов (известь и др.); 3 – управляющая ЭВМ; 4 – бункер расхода ЖМО; 5-6 – конвейеры загрузки окатышей и сыпучих материалов; 7 – приемная воронка; 8 – печь; 9 – датчик активной мощности; 10 – исполнительный механизм загрузки окатышей и сыпучих; 11 – система контроля температуры металла; 12 – сигналы с датчиков активной мощности; 13 – сигналы с датчиков расхода окатышей; 14 – датчик тока; 15 – датчик напряжения

исходной температуры до температуры плавления, кДж/кг; m_j – масса загруженного в печь j -го материала, кг.

Коррекцию производят пропорционально отклонению температуры металла от заданного значения [7].

Характер изменения электрических, тепловых и технологических параметров по ходу электроплавки стали в 150 т ДСП можно оценить по данным, приведенным на рис. 1.3. Измерение температурных параметров печи и управление параметрами в соответствии с ними позволяет защитить футеровку от перегрева и повысить эффективность [8] электроплавки. После завалки работают на пониженной ступени напряжения ($U_{2л}=304В$), а через 5 минут, когда электроды углублены в шихту и дуги удаляются от свода (рис. 1.3), переходят на $U_{2л}=358В$ при $I_2=40кА$, что соответствует $\cos\varphi = 0,75$ и максимальному излучению дуг с образованием общей для них плавильной зоны. В процессе работы на печи наблюдается резкое увеличение температуры отходящих газов (кривая 1) с 850 до 1000 °С. Затем коэффициент мощности снижается ($\cos\varphi \approx 0,6$) и дуги заглубляют в пенный шлак, что улучшает стойкость свода печи.

Особенностью электроплавки стали в ДСП является наличие пенного шлака [9] в ванне и погружение в него электрических дуг (рис. 1.4). Из приведенных данных следует, что при горении дуг в слое пенного шлака коэффициент использования энергии изменяется от 35 до 90% [9]. По данным рис. 1.5 можно проанализировать характер изменения параметров дуги и коэффициента использования энергии ($\eta_{киз}$) в зависимости от уровня погружения и от ступени напряжения трансформатора.

Вспенивание шлака определяется количеством образующихся газов (CO и CO_2) в ванне в зависимости от режимов подачи ЖМО, работы топливно-кислородных горелок (ТКГ) и присадки шлакообразующих (табл. 1.1). Из данных табл. 1.1 вытекает, что около 80% газа, необходимого для

вспенивания, образуется в самом шлаке и только 20% в металле. Таким образом, основное количество газа выделяется из шлака в результате восстановления оксида железа [10,11]. При этом требуемое содержание (FeO) в ванне обеспечивается кислородом, поступающим из ЖМО и ТКГ, с учетом присадки шлакообразующих [9].

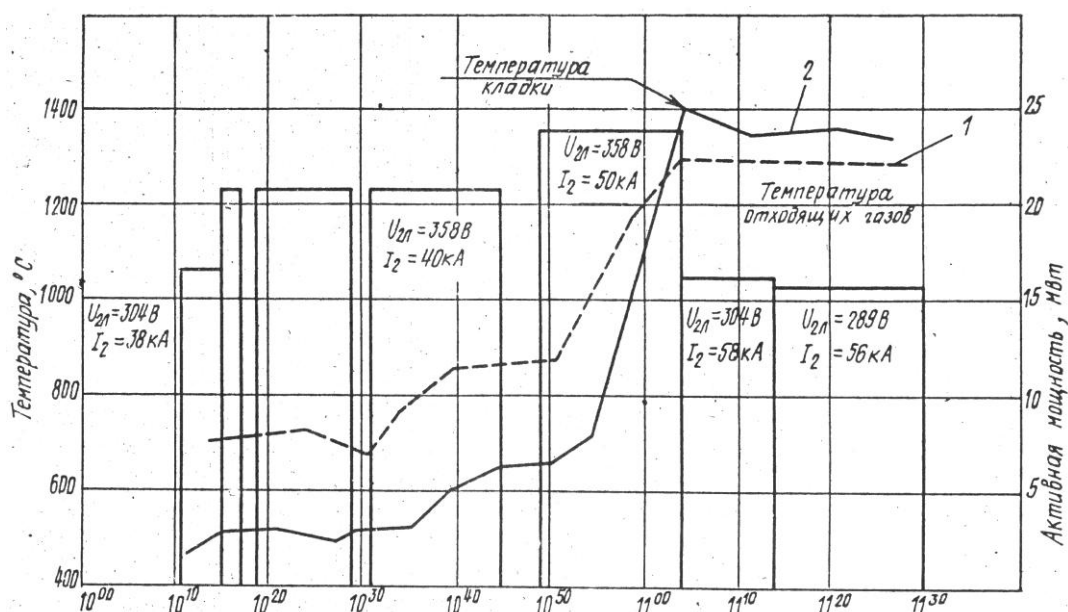


Рис. 1.3. Характер изменения температуры кладки (кривая 2) и отходящих из печи газов (кривая 1)

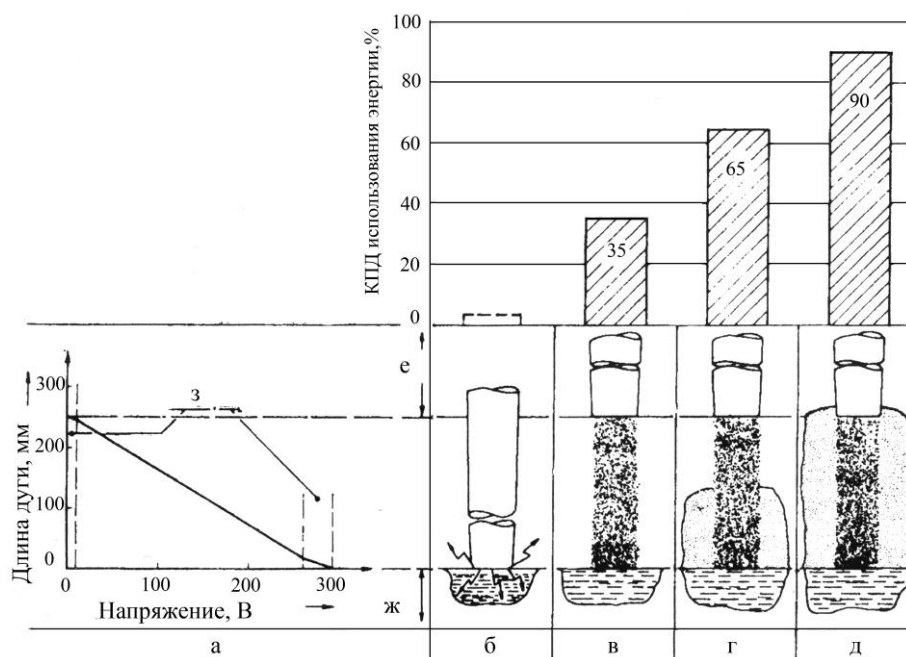


Рис. 1.4. Влияние пенистого шлака на коэффициент использования энергии: а – распределение напряжений в ДСП; б – короткое замыкание; в – свободно горящая дуга; г – дуга, наполовину погруженная в пенистый шлак; д – дуга, полностью погруженная в пенистый шлак; е – электрод; ж – ванна; з – напряжение на границе раздела фаз

Табл. 1.1. Влияние режима присадки на соотношение образующегося СО

Режим работы	Доля образующегося СО, %	
	в металле	в шлаке
Типовой режим	18	82
Опытные режимы: с присадкой бокситов	35	65
с присадкой необожженного доломита	31	69
с присадкой обожженного доломита	14	86
Среднее значение	22	78

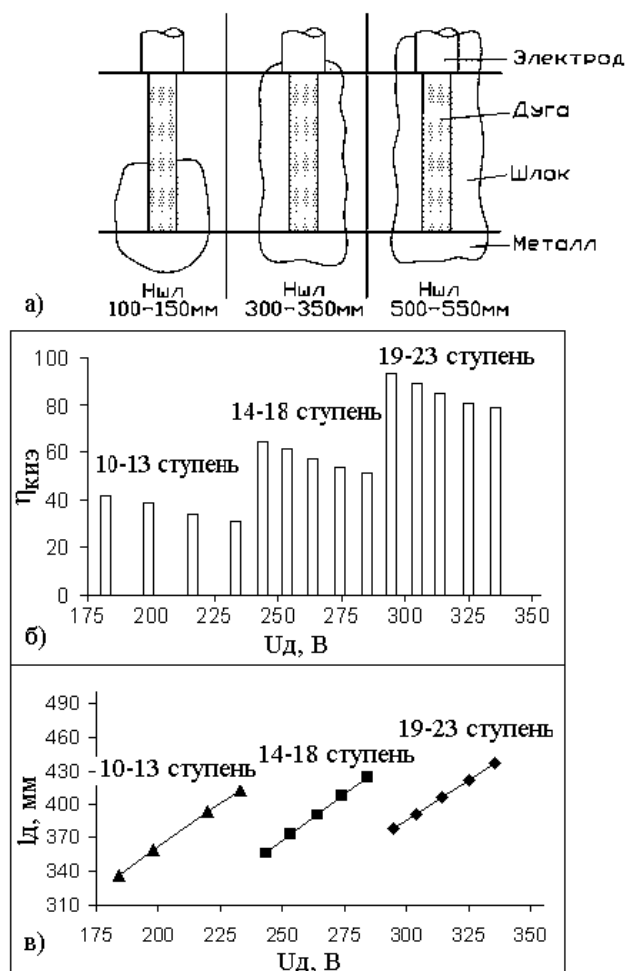


Рис. 1.5. Влияние уровня погружения электрических дуг в объем шлака (а) на $\eta_{киз}$ (б) и зависимость длины дуги (в) от ступени напряжения трансформатора

Применение ТКГ, для вдувания измельченной угольной пыли в потоке кислорода и газа, интенсифицирует пенообразование, что позволяет удерживать электрические дуги в объеме вспененного шлака и снизить удельный расход электроэнергии (рис. 1.6) на плавку. Это объясняется лучшей передачей энергии в системе дуга–шлак–металл.

При использовании присадки необожженного доломита эффект по экономии является максимальным (рис. 1.6), т.к. наряду с образованием СО в объеме шлака появляется и диоксид углерода [9].

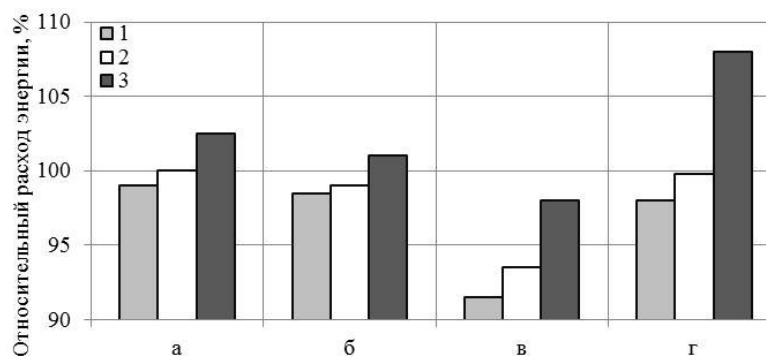


Рис. 1.6. Средний расход электроэнергии, отнесенный к расходу при обычном режиме работы: а – обычный режим работы; б – присадка бокситов; в – присадка необожженного доломита; г – присадка обожженного доломита; 1 – плавки с хорошо вспененным шлаком; 2 – все плавки; 3 – для плавки с плохо вспененным шлаком

Существенное влияние на процессе плавления ЖМО, наряду с температурой, оказывает окисленность шлака (FeO) и металла [O]. Например, наблюдаемое снижение (FeO) в шлаке связано с увеличением v_C в «объемный» период обезуглероживания. При работе ТКГ окисленность шлака в печи (FeO) изменяется в пределах 15...25% [12,13].

Количество корольков металла в шлаке увеличивается (табл. 1.2) в направлении от его поверхности до границы шлак-металл. Из приведенных данных следует вывод о том, что отношение массы корольков ($G_{кор}$, г) к массе шлака в пробе ($G_{шл}$, г) при использовании ТКГ изменяется незначительно. Однако при этом уровень вспенивания ванны, температура шлака и скорость плавления ЖМО имеют более высокие значения.

Табл. 1.2. Содержание корольков металла в шлаке в различные периоды по ходу электроплавки и при разной толщине шлака в ванне 150 т ДСП

Высота шлака, мм	Содержание корольков			
	без применения ТКГ		с применения ТКГ	
	Масса корольков, г	$G_{кор}/G_{шл}$	Масса корольков, г	$G_{кор}/G_{шл}$
600-500				
верх	4	0,027	1,74	0,019
середина	7,35	0,049	4,98	0,044
низ	9,85	0,066	7,82	0,062
400-300				
верх	3,075	0,023	1,7	0,015
середина	6,5	0,043	5,54	0,044
низ	8,87	0,059	9,28	0,068
200-100	8	0,054	4,48	0,043

Скорость окисления углерода (v_C , %C/мин), при лимитировании процесса массопереносом и условии, что практически весь поступающий в ванну кислород расходуется на окисление углерода в металле, определяется из выражения:

$$v_C = K_1 q_O = \beta_O S_{пуз.уд} \Delta[O], \quad (1.2)$$

где q_O – поступление кислорода в металлическую ванну из ЖМО и ТКГ, c^{-1} ; β_O – коэффициент массопереноса кислорода к пузырям CO, м/с; $S_{пуз.уд}$ – поверхность пузырей в единице объема ванны, m^2/m^3 .

Перепад концентраций кислорода ($\Delta[O]$, %) между объемом металла и реакционной поверхностью ($S_{пуз}$) находим из выражения:

$$\Delta[O] = [O]_ф - [O]_р = [O]_ф - \frac{P_{CO}}{K_C [C] f_{CO}}, \quad (1.3)$$

где $[O]_ф$ и $[O]_р$ – фактическое и равновесное с углеродом содержание кислорода в металле, %; K_C – константа равновесия реакции окисления углерода; $[C]$ – содержание углерода в металле, %; f – коэффициенты активности кислорода и углерода.

Из анализа (1.2) и (1.3) следует, что чем выше $[C]$, тем меньше значение $[O]_р$, а следовательно выше перепад $\Delta[O]$, что приводит к повышению показателя v_C , способствующего интенсификации процессов наводки шлака [12,14], обезуглероживания и плавания ЖМО.

Одновременно измерение температуры шлака ($t_{шл}$, К) и металла ($t_{ме}$, К) по ходу электроплавки ЖМО, при использовании ТКГ, показали, что в среднем $t_{шл} = t_{ме} + (100 \div 150 \text{ К})$. Это объясняется тем обстоятельством, что дуги расположены преимущественно во вспененном шлаке ($H_{шл} \geq L_d$, где $H_{шл}$ – толщина шлака, м; L_d – длина дуги, м).

Теплоусвоение ванны (Δq_v) в ДСП характеризуется скоростью нагрева расплава (v_t ,

К/мин), теплосодержанием ванны (Q_B , кДж) и коэффициентом теплового состояния ванны (k_M , кДж/К), влияющим в итоге на энергетический (η_o) и тепловой (η_T) КПД нагрева:

$$\Delta q_B = \frac{Q_B}{dt} = G_T c_{me} \left(\frac{dt_{me}}{dt} \right) = (G_0 + v_{ок} \tau) c_{me} v_t = k_M v_t, \text{ кВт}, \quad (1.4)$$

где G_T и G_0 – текущая и начальная масса металла в ванне, кг; c_{me} – теплоемкость металла, кДж/(кг·К); τ – время загрузки, с.

Для условий работы 150 т ДСП в ЭСПЦ ОАО «ОЭМК» с применением ТКГ в работе [15] обработали паспортные данные более 30 опытных плавов. В результате установили, что при соблюдении требуемых для технологии [12] параметров шлакового режима ($H_{шл} \geq L_d$, v_C более 0,01 %С/мин, $15\% < (FeO) < 25\%$, температуре шлака $t_{шл} > 1850$ К и др.) достигается увеличение величины теплоусвоения ванны. Это позволяет повысить скорость подачи окатышей в ванну печи в соответствии с уравнением регрессии:

$$\Delta q_B = 7,15 - 0,175 v_{ок}, R=0,8. \quad (1.5)$$

В работе [10] на основе многократных измерений температуры металла осуществляли контроль оптимального уровня его перегрева над линией ликвидуса ($\Delta t = t_{me} - t_{ликв}$). Установлено, что при высоком перегреве металла ($\Delta t > 100$ К) [5,10] увеличивается удельный расход электроэнергии, и уменьшается энергетический (η_o) и тепловой (η_T) КПД нагрева, а при недостаточном нагреве ($\Delta t < 50$ К) возрастает время плавления ЖМО и происходит увеличение длительности процесса плавки. В табл. 1.3 показана степень влияния перегрева металла на показатели плавки стали. Статистической обработкой опытных данных установлено, что оптимальным является перегрев $\Delta t = 75 \pm 15$ К.

Табл. 1.3. Влияние степени перегрева металла Δt на показатели электроплавки ЖМО в ДСП-150

Показатели	Степень перегрева, К	
	$50 < \Delta t < 100$	$\Delta t > 100$
Производительность печи, т/мин	1,258	1,152
Удельный расход электроэнергии, кВт·ч/т	578,4	618,9
Расход кислорода на продувку ванны, м ³ /т	13,573	14,274
Расход металлизированных окатышей на плавку, т	110	112
Число плавов	13	15

Важным является соблюдение соотношения процессов нагрева и обезуглероживания металла при электроплавке ЖМО. При этом авторы установили, что рациональным является соблюдение следующего соотношения между их скоростями:

$$v_t^{opt} = K_{opt} v_C = (119 \pm 7) v_C, \text{ К/мин}. \quad (1.6)$$

Значение $K_{opt} = v_t/v_C$ соответствует оптимальному уровню перегрева металла над линией ликвидуса (Δt , К), равному 75 ± 15 К.

Для текущего контроля скорости окисления углерода (v_C) по ходу электроплавки получили уравнения множественной регрессии в виде:

$$\begin{cases} 0,033 v_{ок} + 0,0032 N_{эл} - 0,5(FeO) - 2,02, R = 0,79, \\ 0,988 \tau - 0,42, R = 0,61, \end{cases}, \quad (1.7)$$

где $N_{эл}$ – удельный расход электроэнергии, кВт·ч; τ – время по ходу плавки, мин.

На рис 1.7 приведены данные по изменению оптимальной скорости нагрева (v_t^{opt} , К/мин) ванны по ходу плавки, которую рассчитывают по выражению: $v_t^{opt} = (t_2^{opt} - t_1^{opt})/(\tau_2 - \tau_1)$, где t_1^{opt} и t_2^{opt} приведены для времени τ_1 и τ_2 .

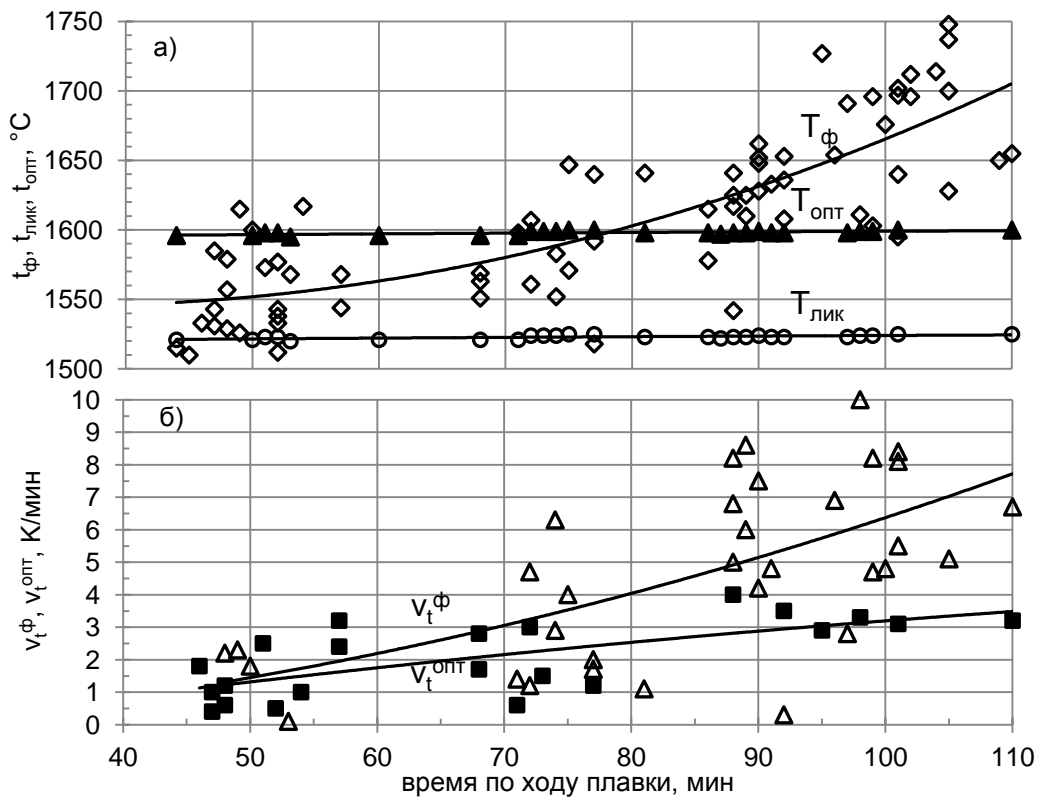


Рис. 1.7. Характер изменения фактических и оптимальных параметров по ходу плавки (а – температура металла; б – скорость нагрева металла)

Из данных рис. 1.7 следует, что фактические значения v_t^{ϕ} и температуры металла t_{ϕ} отличаются от оптимальных значений этих величин по ходу электроплавки. Зная текущее значение v_c и температуру ликвидуса стали можно непрерывно по ходу плавки рассчитывать $v_t^{\text{опт}}$. В реальных условиях электроплавки ЖМО при $v_t^{\phi} > v_t^{\text{опт}}$ наблюдается перегрев металла выше оптимального и следует повышать расход окатышей в ванну или снижать расход электроэнергии на процесс. При $v_t^{\phi} < v_t^{\text{опт}}$ наоборот, $v_{\text{ок}}$ снижать, а $Q_{\text{в}}$ увеличивать.

В пределах оптимального перегрева и скорости нагрева металла ($v_t^{\text{опт}}$, К/мин) энергосберегающим условием хода электроплавки ЖМО может служить соотношение:

$$Q_{\text{в}} / (\Delta H_{\text{ок}} v_{\text{ок}} \tau) \geq K_T, \quad (1.8)$$

где K_T – коэффициент, характеризующий уровень превышения теплосодержания ванны над затратами тепла на расплавление ЖМО при данном расходе окатышей ($v_{\text{ок}}$); $\Delta H_{\text{ок}}$ – энтальпия металлизированных окатышей, равна 1,62 МДж/кг.

При вышеназванных энергосберегающих условиях для $\Delta t = 75 \pm 15$ К значение $K_T = 1,2 \pm 0,1$. Тогда на основе выражения (1.8) требуемый расход ЖМО в ванну ДСП:

$$v_{\text{ок}} = Q_{\text{в}} / (\Delta H K_T \tau), \text{ кг/с}. \quad (1.9)$$

Исследования [10,14,16] показали, что экранирующее действие вспененного шлака, повышенные расходы кислорода и топлива от ТКГ, высокие скорости обезуглероживания металла и плавления ЖМО в ДСП, при оптимальном уровне перегрева металла, являются определяющими факторами увеличения доли мощности, излучаемой дугой на ванну металла. И это ведет к повышению теплоусвоения и позволяет увеличить расход ЖМО в ванну с уменьшением расхода электроэнергии и ростом производительности печи.

1.2 Системы управления энерготехнологическим режимом при электроплавке окатышей в дуговой печи

Эффективность использования вводимой в ДСП электроэнергии при построении алгоритма управления энергетическим режимом в большей степени зависит от учёта характера горения мощной электрической дуги.

Математически задачу оптимизации можно сформулировать следующим образом: нахождение функций действующих значений вторичного фазного напряжения $U_{2ф}(\tau)$ и силы тока дуги $I_d(\tau)$, которые обеспечивают минимум удельного расхода электроэнергии:

$$Q_{уд} = \int_0^{\tau_k} P_a(U_{2ф}, I_d, \tau) d\tau, \quad (1.10)$$

при условии, что ток дуги должен обеспечивать заданную температуру металла.

При расчете оптимальных режимов нагрева металла необходимо учитывать ограничения на токи, напряжения и тепловые нагрузки в рабочем пространстве печи. Если принять допущение о симметрии трехфазной электрической цепи ДСП, то ограничения на электрические параметры примут вид:

$$U_{2ф.min} \leq U_{2ф}(\tau) \leq U_{2ф.max}; \quad (1.11)$$

$$0 \leq I_d(\tau) \leq \frac{P_a(U_{2ф}(\tau))}{3U_{2ф}(\tau)}; \quad (1.12)$$

$$I_d(\tau) \leq I_{d.max}; \quad (1.13)$$

Ограничение (1.11) на значение фазного напряжения $U_{2ф}$ определяется диапазоном переключения ступеней напряжений со вторичной стороны печного трансформатора от минимального $U_{2ф.min}$ до максимального $U_{2ф.max}$. Ограничение (1.12) характеризует максимально допустимую мощность трансформатора при работе на ступени, соответствующей напряжению $U_{2ф}$, условие (1.13) связано с максимально допустимой плотностью тока.

Для выбора рациональных электрических режимов работы ДСП рассчитывают электрические и рабочие характеристики ДСП, в зависимости от тока дуги I_d , электрических, тепловых и технико-экономических параметров печи. Аналитические выражения для их расчёта имеют следующий вид:

$$\text{Полная мощность } S = 3U_{2ф}I_d, \quad (1.14)$$

$$\text{Реактивная мощность } Q = 3I_d^2x_\Sigma, \quad (1.15)$$

$$\text{Активная мощность } P_a = \sqrt{S^2 - Q^2}, \quad (1.16)$$

$$\text{Коэффициент мощности } \cos \phi = \sqrt{U_{2ф}^2 - (I_dx_\Sigma)^2} / U_{2ф}, \quad (1.17)$$

$$\text{Мощность электрических потерь } P_{эп} = 3I_d^2r_k, \quad (1.18)$$

$$\text{Мощность нагрева } P_n = P_a - P_{эп}, \quad (1.19)$$

$$\text{Электрический КПД } \eta_\Sigma = P_n / P_a, \quad (1.20)$$

$$\text{Полезная мощность } P_{пол} = P_n - P_{т.п}, \quad (1.21)$$

$$\text{Общий КПД } \eta_{об} = P_{пол} / P_a, \quad (1.22)$$

$$\text{Мощность дуги } P_d = I_d \sqrt{U_{2ф}^2 - (I_dx_\Sigma)^2} - I_d^2r_k, \quad (1.23)$$

$$\text{Напряжение на дуге } U_d = \sqrt{U_{2ф}^2 - (I_dx_\Sigma)^2} - I_d r_k, \quad (1.24)$$

Результаты расчёта электрических характеристик 150 т ДСП при использовании ЖМО по уравнениям (1.15)-(1.25) представлены на рис. 1.8.

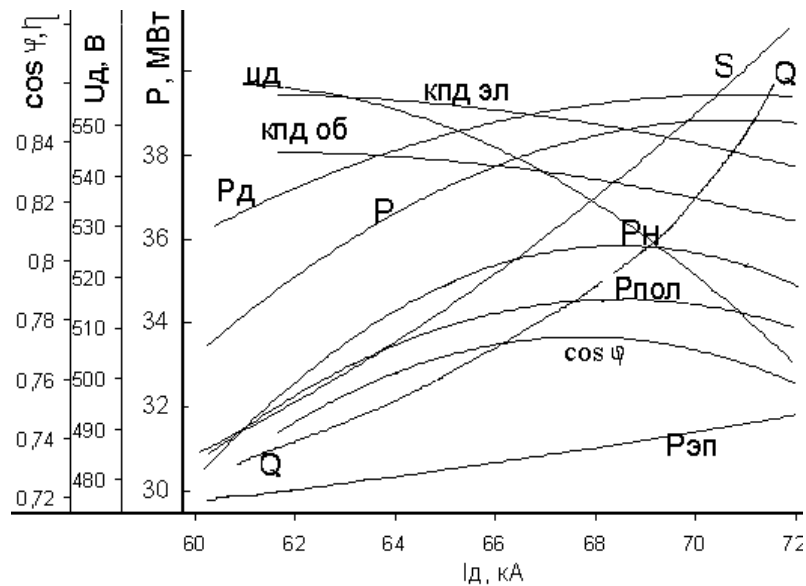


Рис. 1.8. Характер изменения электрических и тепловых характеристик электроплавки ЖМО в ванне 150 т ДСП ОАО «ОЭМК»

Из данных рис. 1.8. можно заключить, что кривые мощности характеризуются ярко выраженным максимумом. При непрерывной загрузке металлизированных окатышей работа ведётся преимущественно на правой части кривой активной мощности, когда скорость расплавления ЖМО в ванне максимальная, электрические дуги экранированы и погружены в шлаковый расплав. Хотя значения электрического КПД $\eta_{эл}$ при таком режиме несколько уменьшается, но тепловой КПД η_t тем не менее возрастает в результате заглупления этих дуг (рис. 1.5) в шлак и наблюдается более низкий коэффициент износа футеровки.

Из данных рис. 1.8. также следует, что при значениях силы тока $I_d = 68 \text{ kA}$ в рабочем пространстве ДСП выделяется максимальная мощность нагрева P_n и соответственно максимальная полезная мощность $P_{пол}$, обеспечивая при этом максимальную скорость нагрева ванны. При силе тока $I_d = 62 \text{ kA}$ обеспечивается максимальный общий КПД печи $\eta_{об}$.

При выборе рационального энерготехнологического режима (рис. 1.8), который обеспечивает минимальный удельный расход электроэнергии, также определяются факторы, позволяющие уменьшить износ графитированных электродов:

$$R_{\text{э}} = (21,2 D_{\text{в}} D_{\text{эл}} + \frac{0,036 I^2}{D_{\text{т}}^{0,58}}) \tau, \quad (1.25)$$

где $D_{\text{в}}$ – диаметр ванны печи, м; $D_{\text{эл}}$ – диаметр электрода, м; $D_{\text{т}}$ – диаметр нижнего торца электрода, м; I – сила тока, кА; τ – продолжительность работы печи под током, ч.

Основные энерготехнологические параметры ($v_{\text{л}}$, η_t , $v_{\text{ш}}$) 150 т ДСП ОАО «ОЭМК» приведены на рис. 1.9. Из этих данных следует, что при постоянных значениях подводимой мощности с увеличением толщины слоя шлака и уменьшением его основности снижаются тепловые потери, возрастает тепловой КПД печи η_t и ускоряется нагрев металла. Увеличение толщины слоя шлака (рис. 1.9, а) уменьшает величину открытой части дуги и снижает долю излучения дуг на футеровку, что ускоряет нагрев шлака, увеличивает скорость его движения и передачу тепла жидкой ванне. Увеличение основности шлака (рис. 1.9, б) снижает его электрическое сопротивление, вследствие чего градиент напряжения в столбе дуги уменьшается, а ее длина и соответственно доля излучения на стены и свод увеличиваются.

Длину дуги, можно вычислить по формуле:

$$L_{\text{д}} = (U_{\text{д}} - U_{\text{а-к}}) / \beta_{\text{У}}, \quad (1.26)$$

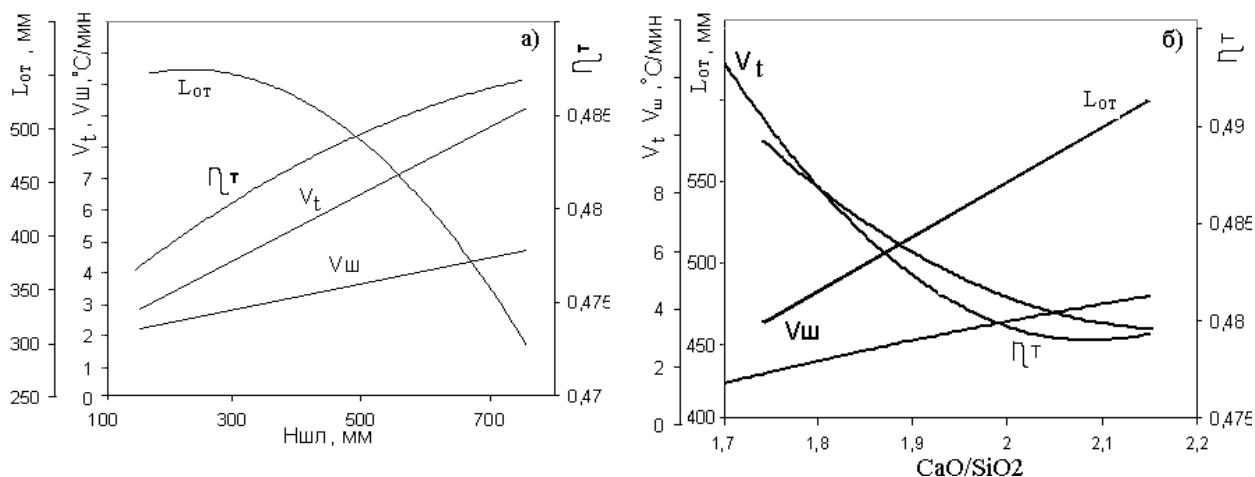


Рис. 1.9. Изменение скорости нагрева металла v_m , шлака $v_{ш}$, теплового КПД η_t и длины открытой части дуги в зависимости от толщины слоя шлака $H_{шл}$ (а) и основности $B = CaO/SiO_2$ шлака (б) в 150 т ДСП при постоянных значениях мощности и вторичного напряжения

где U_{a-k} – анодно-катодное падение напряжения, которое для условий выплавки электростали в ДСП принимали равным $U_{a-k} = 30$ В; где β_U – градиент напряжения в столбе дуги, (в зависимости от периода плавки $\beta_U = 500-1000$ В/м).

Электрическая дуга и её свойства оказывают решающее влияние на протекание тепловых процессов, как в жидкой ванне, так и в рабочем пространстве печи. Электродинамическое воздействие дуги на металл увеличивает передачу тепла от дуги к жидкой ванне, способствует перемешиванию металла и ускорению металлургических процессов. С увеличением силы тока воздействие дуги на металл возрастает.

Под электродинамическим воздействием шлак выбрасывается из-под электрода и происходит заглубление дуги в металл. Образование мениска (рис. 1.10) улучшает экранирование дуги, снижает излучение на футеровку стен и свода, а передача тепла металлической ванне увеличивается. Толщина шлака не влияет на заглубление и его отсчет производится от уровня металла. Дуга погружается на глубину, на которой электромагнитная сила уравнивается гидростатическим давлением расплава.

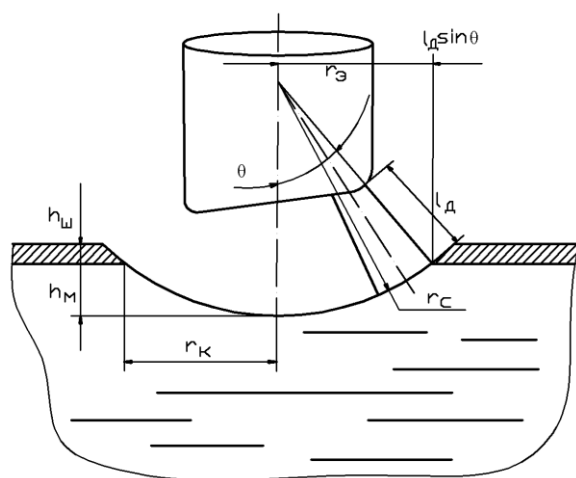


Рис. 1.10. Углубление в металле, образуемое под воздействием дуги

В результате исследования заглубления дуг в 100 и 200 тонных печах [17] были получены экспериментальные данные, показывающие, что для этих печей оно составляет 3 мм/кА, и высота заглубления дуги определяется по формуле:

$$h_{мен} = 3 \cdot 10^{-3} \cdot I_d. \quad (1.27)$$

Наиболее вероятная форма лунки в месте соприкосновения дуги с ванной – шаровой сегмент (рис. 1.10). Тогда радиус мениска, определяется следующим образом:

$$r_{мен} = \sqrt{(r_3 + L_d)^2 - (r_3 + L_d - h_{мен})^2}, \text{ м.} \quad (1.28)$$

1.3 Энергетические и технологические преимущества электроплавки стали с непрерывной загрузкой шихты (окатышей) в ванну печи

Плавка в ДСП с непрерывной загрузкой металлошихты в расплавленный металл, когда дуга в течение всей плавки горит на "плоском" зеркале жидкой ванны, имеет значительные энергетические преимущества перед плавкой с бадьевой загрузкой [18,19]. Они связаны со стабилизацией работы печи и особенностями физических процессов горения дуги на жидком металле и проявляются в более высокой доле активной мощности, отбираемой печью от питающего трансформатора. Теоретическое обоснование этих преимуществ рассмотрено в работах [19,20].

Во время горения дуги в ДСП переменного тока периодически изменяются ее электрические, геометрические и тепловые параметры. При этом аккумулятирование тепла плазмой дуги в прикатодной области столба вносит инерционность в процесс изменения параметров. Чем выше температура в зоне горения дуги и ионизация дугового промежутка, тем стабильнее движение плазмы. Такие условия создаются при горении дуги на зеркале жидкой ванны, когда металл и электрод находятся в горячем состоянии [20,21].

В зависимости от стадии плавки и выбранного энерготехнологического режима ввода мощности меняются параметры дуги: продольный градиент напряжения; температура плазмы дуги; радиус столба дуги.

Каждая стадия плавки характеризуется плазмообразующей средой и ее температурой.

I – плавление холодного скрапа после загрузки в печь. Дуги нестабильно горят в проплавленных в шихте "колодцах" в условиях частых обрывов дуги и коротких замыканий на холодный скрап, дуговой промежуток не прогреет, эмиссия электронов затруднена.

II – плавление шихты после очередной подвалки в печь холодного скрапа. Горение дуг стабилизируется, дуговой промежуток прогреет, обрывы дуги и короткие замыкания продолжаются.

III – конец плавления. Дуги горят на зеркало жидкой ванны, поведение дуги стабильное, дуговой промежуток прогреет, процесс эмиссии электронов развит, обрывы дуги и короткие замыкания не происходят. Такой режим отвечает условиям технологии с непрерывной загрузкой скрапа в жидкий металл.

Согласно модели двухслойной дуги, универсальная функция напряжения дуги имеет вид:

$$U_d = E r_d = a + b I_d^c, \quad (1.29)$$

где E – напряженность электрического поля; r_d – радиус столба дуги; I_d – сила тока дуги, кА.

Коэффициенты в уравнении (1.29) зависят от стадии плавки (табл. 1.4).

Табл. 1.4. Коэффициенты универсальной функции напряжения дуги

Стадия	a	b	c
I	2,71	4,712	0,5184
II	4,2	4,153	0,5184
III	1,11	7,034	0,5092

В ходе непрерывной загрузки в ДСП расплавление ЖМО происходит в жидком металле и шлаке [18,20]. Интенсивное перемешивание ванны в печи под воздействием ее кипения, электромагнитных сил и инжестирования в металл газов и порошкообразных материалов усиливает теплообменные процессы между расплавом и погруженным в него ЖМО [22,23]. Эти

технологические преимущества приводят к сокращению продолжительности плавки и повышению производительности [20,24].

На рис. 1.11 схематически показано состояние и механизм плавления (растворения) ЖМО в ванне ДСП. Механизм "плавление-растворение" можно представить следующим образом: одновременно с нагревом холодного скрапа происходит диффузия углерода из расплава в поверхностные слои, температура плавления которых в связи с этим уменьшается. Переход в жидкое состояние происходит, когда температура плавления достигнет температуры расплава. С ростом температуры расплава толщина диффузионного слоя и содержание в нем углерода непрерывно уменьшаются.

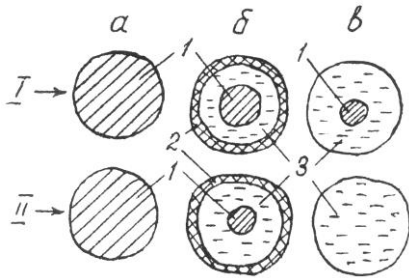


Рис. 1.11. Схема состояния окатыша в жидкой ванне на стадиях образования и плавления намерзшего холодного слоя корки: а и б – соответственно начало и конец образования корки; в – конец плавления корки; 1 – холодный окатыш; 2 – корка; 3 – расплавленный металл; I, II – окатыш соответственно с более высокой и более низкой температурой плавления

Во втором случае (плавление в перегретом расплаве) роль диффузии углерода еще более снижается, и главное значение приобретают нагрев и собственно плавление скрапа, т.е. чисто тепловые процессы [23,25].

Как показано на рис. 1.11, при погружении холодного скрапа в перегретый расплав на его поверхности намерзает корочка. Максимальная толщина ее существенно зависит от содержания углерода в расплаве, который определяет перегрев расплава над линией ликвидус. Чем он меньше, тем легче охладить слои расплава, примыкающие к куску скрапа, и тем толще корочка. Толщина корочки зависит и от толщины скрапа. Чем она больше, тем больше тепла отводится от поверхности и тем большая масса расплава может быть охлаждена до температуры затвердевания [23,26].

Продолжительность плавления корочки также определяется перегревом расплава. Скорость собственно плавления скрапа, как и продолжительность, определяется, в основном, температурой расплава [23,27]. Влияние содержания углерода в расплаве на продолжительность плавления холодного скрапа при перегреве более 50 К незначительно. Суммарная продолжительность плавления ЖМО (скрапа), зависит и от температуры расплава (интенсивности теплопередачи к поверхности скрапа), и от его перегрева в результате влияния на толщину и длительность плавления намерзшей корочки [25,27].

Скорость плавления отдельного окатыша зависит от количества тепла, поступающего на его поверхность от расплава. Это количество определяется значением коэффициента теплопередачи конвекцией α и температурой расплава t_p . Поступление тепла на единицу поверхности куска скрапа выражается уравнением:

$$q_o = \alpha(t_p - t_{пов}), \quad (1.30)$$

где $t_{пов}$ – температура поверхности окатыша (равная температуре плавления металла в ванне $t_p^{пл}$ в период намерзания и расплавления корочки, и температуре плавления окатыша $t_{ок}^{пл}$ в период плавления собственно окатыша) [26,27].

В условиях сталеплавильной ванны интенсивность теплопередачи конвекцией (значение α) является функцией скорости движения расплава. Для неэлектрических печей эта скорость определяется, главным образом, скоростью выгорания углерода из металла, т.е. интенсивностью образования пузырьков СО, всплывающих и перемешивающих ванну. В ДСП эффективность теплопередачи повышается из-за дополнительного перемешивания ванны

электрическими дугами [20,23,27].

Коэффициент теплоотдачи от шлака к окатышу можно определить из следующего критериального уравнения [28]:

$$Nu = 0,194 \cdot Re^{0,791}, \text{ при } 30 < Re < 480, \quad (1.31)$$

где $Nu = \alpha \cdot d_{ок} / \lambda$ – число Нуссельта; $Re = W \cdot d_{ок} / \nu$ – число Рейнольдса; W – скорость перемешивания ванны, м/с; $d_{ок}$ – диаметр окатыша, м; ν – кинематический коэффициент вязкости шлака, м²/с.

Так как перемешивание ванны осуществляется пузырями CO, то скорость перемешивания ванны дуговой печи можно определить исходя из следующего выражения:

$$W = V_{CO} / S_b, \quad (1.32)$$

где V_{CO} – объем выделяющегося из ванны CO в единицу времени, м³/с; S_b – площадь поверхности ванны, м².

Плавление порции ЖМО отличается от плавления отдельного окатыша из-за изменения условий поступления тепла в каждый из них. С одной стороны, они экранируют друг друга от контакта с расплавом, что уменьшает удельную поверхность нагрева. С другой стороны, во внутренних частях порции уменьшается скорость движения расплава у поверхности окатышей, т.е. снижается интенсивность теплопередачи. Кроме того, в результате интенсивного отбора тепла на нагрев порции понижается температура расплава, что также существенно сказывается на интенсивности теплопередачи.

Для анализа плавления кусков скрапа или ЖМО в расплаве ДСП представляется возможным применять математическую модель с использованием закономерностей [25-28]. Для условий плавки в электродуговой печи система уравнений имеет вид:

$$\frac{\partial t(x, \tau)}{\partial \tau} = a \left(\frac{\partial^2 t(x, \tau)}{\partial x^2} + \frac{(k-1) \partial t(x, \tau)}{x \partial x} \right), \quad (1.33)$$

при краевых условиях:

в период намерзания - плавления корочки

$$t(r, \tau) = t_p^{ин}; \quad t(x, 0) = t_0, \quad (1.34)$$

$$\alpha [t_p(\tau) - t_p^{ин}] = \lambda \frac{\partial t(r, \tau)}{\partial x} - \rho [c_p [t_p(\tau) - t_p^{ин}] + Q_{ин}] \frac{\partial y}{\partial \tau}, \quad (1.35)$$

в период нагрева поверхности скрапа или ЖМО до температуры плавления

$$t(x, 0) = \varphi_1(x); \quad \partial t(0, \tau) / \partial x = 0, \quad (1.36)$$

$$\alpha [t_p(\tau) - t_{пов.ок}(\tau)] = \lambda \frac{\partial t(R, \tau)}{\partial x}, \quad (1.37)$$

в период плавления

$$t(x, 0) = \varphi_2(x); \quad t(r, \tau) = t_p^{ин}, \quad (1.38)$$

$$\alpha [t_p(\tau) - t_{ок}^{ин}] = \rho Q_{ин} \frac{\partial r}{\partial \tau} - \lambda \frac{\partial t(r, \tau)}{\partial x}, \quad (1.39)$$

для сталеплавильной ванны

$$\frac{\partial t_p}{\partial \tau} = \frac{Q_{в.уд} - \alpha [t_p(\tau) - t_p^{ин}] F(\tau)}{1000 [c_p + c_{скр} f(\tau)]}, \quad (1.40)$$

где a – коэффициент температуропроводности скрапа; α – коэффициент теплопередачи конвекцией к поверхности скрапа; k – коэффициент формы, равный 1, 2 и 3 соответственно для пластины, цилиндра и шара; R и r – начальный и текущий размеры куска скрапа; $t_p(\tau)$ – температура расплава в функции времени; λ – коэффициент теплопроводности; ρ – плотность

скрапа; c_p и $c_{скр}$ – теплоемкость соответственно расплава и скрапа; $Q_{пл}$ – скрытая теплота плавления расплава и скрапа; $Q_{в.уд}$ – поступление тепла в ванну; y – толщина намерзающей корочки; $t_{пов}$ – температура поверхности скрапа или ЖМО; $\varphi_1(x)$ и $\varphi_2(x)$ – распределение температуры в куске плавящегося скрапа или окатыша в конце расплавления корочки и при достижении его поверхностью температуры $t_{пл.ок}$; $F(\tau) = \left(\frac{1000k}{\rho} \frac{r^{k-1}(\tau)}{R^k} \right) f_0$; $f(\tau) = f_0 \left[1 - (r/R)^k \right]$; $G_{скр}$ – масса порции скрапа, загружаемого в расплав; G_p – масса расплава; $f_0 = G_{скр}/G_p$ – относительная порция скрапа.

На рис. 1.12 приведены результаты расчета по модели для условий непрерывной загрузки различных размеров кусков холодного скрапа при ($Q_{в.уд} = 400$ кВт/т, а также для скрапа, нагретого до 673-773 К).

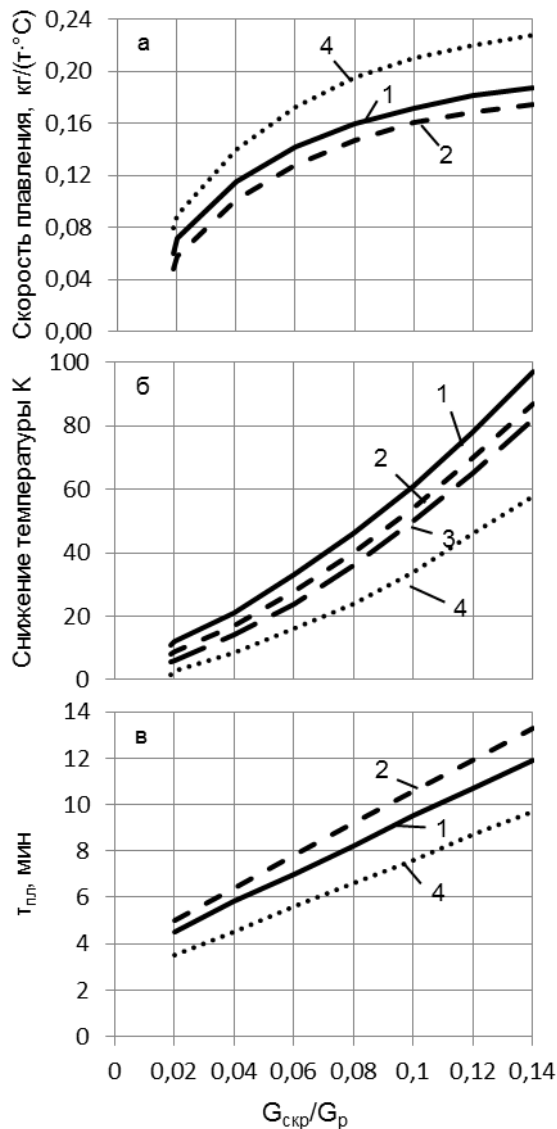


Рис. 1.12. Скорость плавления (а), охлаждающее воздействие (б) и продолжительность плавления (в) скрапа или ЖМО в жидкой ванне в зависимости от относительной порции скрапа или ЖМО $G_{скр}/G_p$: 1-3 – холодный скрап с размерами кусков соответственно 0,15, 0,20 и 0,25 м; 4 – нагретый скрап с размерами кусков 0,20 м

Установлено [27], что скорость плавления порции скрапа или ЖМО (рис. 1.12, а) с ростом массы увеличивается с уменьшающейся скоростью, причем при данной массе скорость плавления меньше у более крупного скрапа (меньше удельная поверхность контакта с расплавом). Охлаждающее воздействие на ванну (рис. 1.12, б) увеличивается, но с возрастающей скоростью с ростом массы порции, при этом для мелкого скрапа оно сильнее из-за большей удельной поверхности контакта с расплавом. Продолжительность плавления (рис. 1.12, в) линейно возрастает с увеличением порции и тем меньше, чем меньше размер кусков. Интенсивность (в среднем) непрерывной загрузки без замораживания ванны определяется удельной мощностью поступления тепла в ванну $Q_{в.уд}$ (рис. 1.13).

Основным преимуществом сталеплавильных процессов с непрерывной загрузкой в жидкую ванну является возможность устранения холодного начала плавки и получения примерно постоянной температуры расплава по ее ходу. Для электродуговых печей это означает стабильное горение дуг на жидкий металл и поэтому равномерное потребление мощности без бросков тока и т. д. [20,27].

Еще одно преимущество завалки кусков скрапа или ЖМО в жидкую ванну – это более раннее формирование активного шлака (в связи с высокой температурой ванны в начале плавки) и, следовательно, лучшие условия для протекания металлургических реакций.

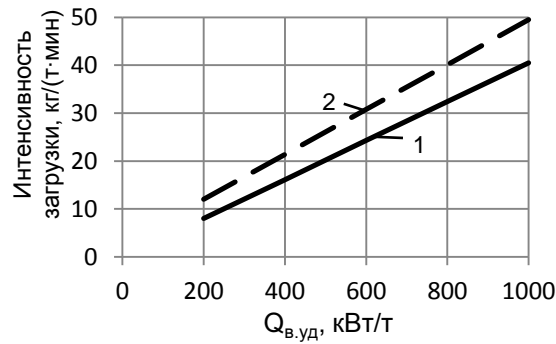


Рис. 1.13. Средняя интенсивность загрузки скрапа (окатыше) холодного (1) и нагретого (2) в зависимости от удельной мощности поступления тепла в ванну $Q_{в,уд}$

1.4 Шлаковый режим, обезуглероживание и выбор интенсивности подачи кислорода через ТКГ в дуговую печь

Основным элементом технологии электроплавки ЖМО в 150 т дуговых печах является быстрое [12,29] и экономичное [30] расплавление шихты, которое обеспечивает максимальную производительность и минимальный расход электроэнергии на процесс [31,32]. Это достигается, в том числе, путем экранирования электрических дуг [29,31], причем в начале периода плавления — металлической шихтой (расход лома 40-50 т), а затем, по ходу непрерывной подачи ЖМО (расход $\sim 1,8$ т/мин) в ванну, — вспененным шлаком.

Главными условиями вспенивания шлака являются, интенсивное кипение ЖМО в пределах границы раздела шлак-металл и газовыделение (CO , CO_2 и др.) из ванны во время окисления углерода в расплаве с применением продувки его кислородом через ТКГ, непрерывной подачей извести, плавикового шпата и коксика на поверхность шлака [12,32].

Опытами на промышленных плавках с изменяющейся массой металла ($M_{\text{ме}}$, т) с отбором проб металла и шлака, и последующим их химическим анализом на основные компоненты, получены следующие данные (рис. 1.14).

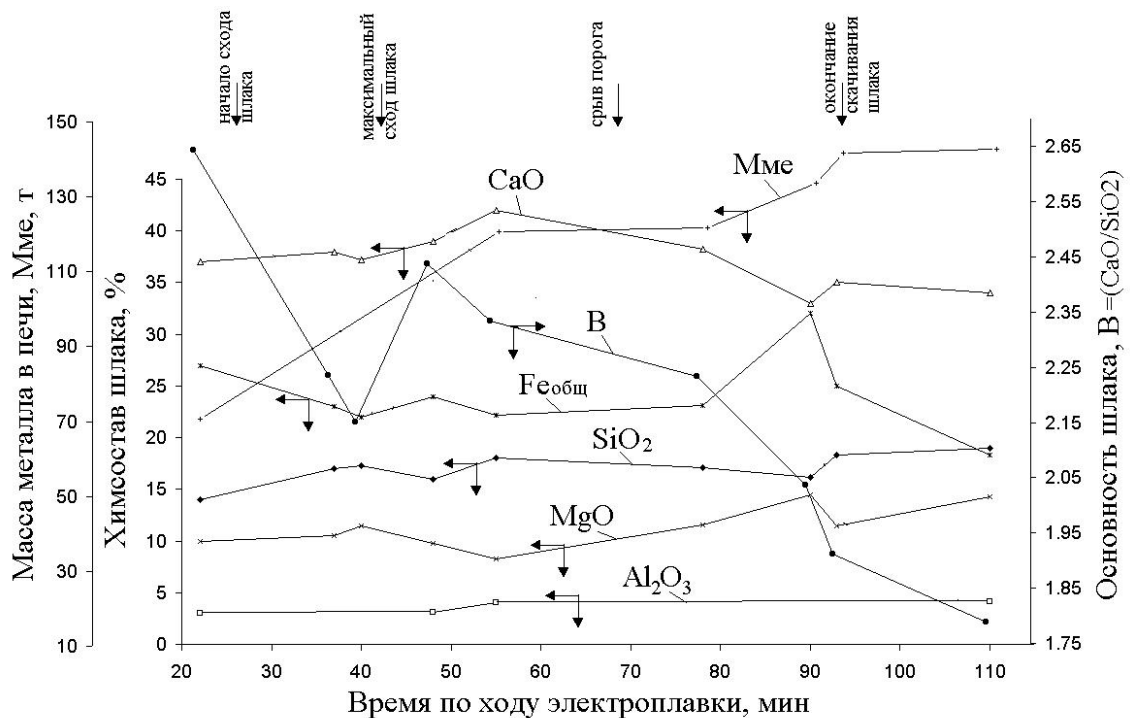


Рис. 1.14. Характер изменения состава и основности шлака, а также увеличение массы металлической ванны по ходу электроплавки стали марки 12Х1МФ в 150 т дуговой печи

Толщину шлака по ходу плавки определяли с помощью загнутой на конце под углом 90 град металлической штанги и по углу наклона печи α к горизонту с помощью индикатора [29]. Сравнительный анализ двух методов в определении толщины шлака показал, что $H_{\text{шл}} = R_{\text{в}} \cdot \text{tg } \alpha \pm 2,5 \text{ см}$ ($R_{\text{в}}$ – радиус ванны на уровне откосов). В условиях непрерывного схода шлака через окно ДСП после подачи в ванну последней порции извести (см. рис. 1.14, $\tau = 60-70$ мин) с учетом постоянного расхода ЖМО масса расплава в печи по ходу плавки повышается. По мере продолжающейся продувки металла кислородом ($\tau = 80-90$ мин) содержание (FeO) в шлаке возрастает. Это обстоятельство способствует (при более высоких температурах металла в эти периоды плавки) вскипанию ванны [29] и снижению уровня вспененного шлака в конце плавки, что подтверждается заметным падением окисленности (FeO) и основности В шлака.

В ходе исследований [14,15] особенностей шлакового режима при электроплавке ЖМО в 150 т дуговых печах [33] были получены опытные данные по изменению химического состава, температуры и толщины шлака. Было установлено, что по мере скачивания шлака из печи, снижения расхода извести, изменения расходов коксика, топлива и кислорода через ТКГ, повышения температуры шлака ($t_{\text{шл}}$, К) и интенсивности окисления углерода в ванне, толщина вспененного шлака ($H_{\text{шл}}$, м) по ходу плавки ЖМО (τ , мин) уменьшается в соответствии с уравнением регрессии:

$$H_{\text{шл}} = 0,0445\tau^2 - 15,63\tau + 1286,6 \text{ при } R = 0,85. \quad (1.41)$$

R – коэффициент корреляции.

При необходимости повышения степени вспенивания шлака ($H_{\text{шл}} \rightarrow \text{max}$) с целью полного экранирования ($H_{\text{шл}} \geq L_{\text{д}}$) [5,15] и использования длинных дуг в шлаке, расход извести и других вспенивающих материалов (коксик, электродная крошка, известняк и др.) рекомендуется увеличить до 0,1 т/мин, что также приводит к более интенсивному нагреву металла и его обезуглероживанию [10]. На конечной стадии плавки ЖМО в ванне ДСП, при температуре металла 1850-1890 К ($\tau \approx 70$ мин), наступает период объемного обезуглероживания ванны, при $[C] = 0,15 - 0,20\%$, что способствует некоторому снижению уровня вспененного шлака.

На рис. 1.15 представлена блок-схема системы оптимального управления шлаковым режимом электроплавки ЖМО в 150 т ДСП.

В работах [34,35] были получены зависимости средней скорости окисления углерода от интенсивности продувки, которые могут быть описаны уравнениями прямой регрессии:

$$v_{C_I} = [\Delta C\%] / \bar{\tau}_{\text{прI}} = 0,076 I_{O_2 I}; \quad (1.42)$$

$$v_{C_{II}} = [\Delta C\%] / \bar{\tau}_{\text{прII}} = 0,098 I_{O_2 II}; \quad (1.43)$$

$$R = 0,806; n = 89,$$

где I_{O_2} – интенсивность продувки, $\text{м}^3/(\text{т} \cdot \text{мин})$; $\bar{\tau}_{\text{пр}}$ – среднее время пребывания металла на стадии рафинирования, мин; $[\Delta C\%]$ – количество удаленного углерода, %.

При многостадийном рафинировании выбор интенсивности продувки, как и расчет материально-теплового баланса всего процесса, целесообразно проводить, начиная с последней стадии. Достаточно высокие степени приближения к равновесию реакций окисления фосфора и серы достигаются при удельной мощности перемешивания ванны оксидом углерода $N_{\text{COоп}} = 8-12 \text{ кВт/т}$ [35]. Степень усвоения кислорода ванной при этом составляет более 95%.

Для процесса рафинирования металла во второй стадии, протекающего в квазистационарном режиме, оптимальную скорость обезуглероживания можно рассчитать из выражения [36]:

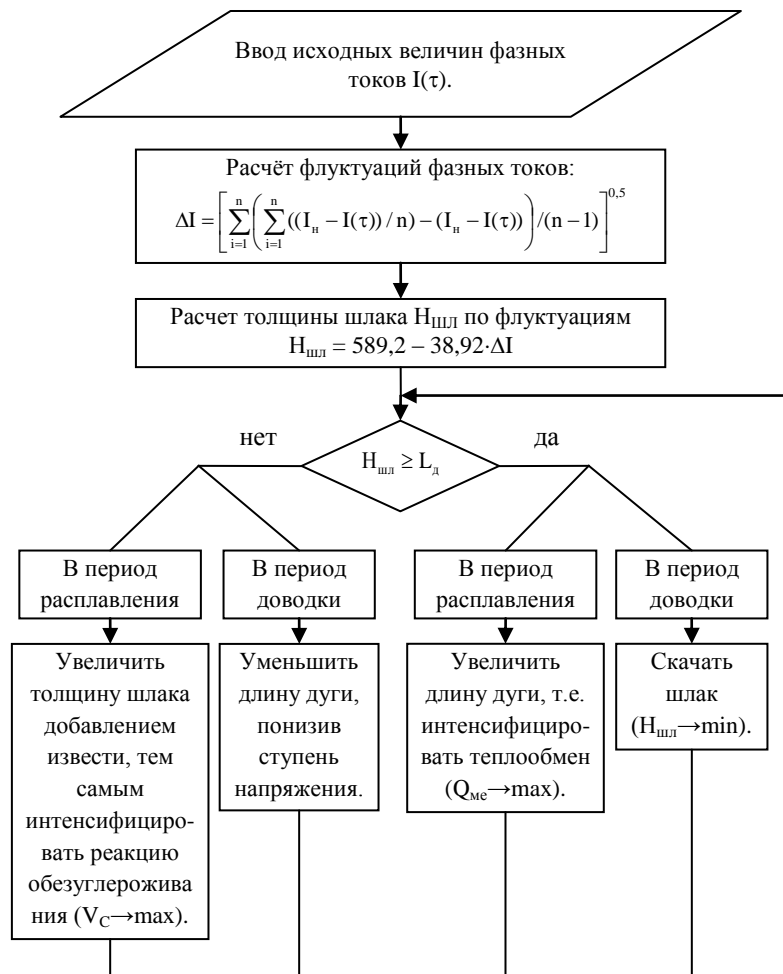


Рис. 1.15. Блок-схема системы оптимального управления шлаковым режимом электроплавки ЖМО в 150 т ДСП

$$v_{\text{Соп}} = \frac{N_{\text{COоп}}}{5,174 \cdot 10^{-3} T} = \frac{9}{5,174 \cdot 10^{-3} \cdot 1903} = 0,915, \% \text{C/мин}, \quad (1.44)$$

где $5,174 \cdot 10^{-3}$ – коэффициент, учитывающий условия зарождения и всплывания пузырей CO, кВт/(т·мин·К); $T = 1903$ – средняя температура стали на выпуске, К.

Оптимальная удельная интенсивность продувки металла во второй стадии рафинирования, по формуле (1.44), будет равна $I_{\text{O}_2\text{опт}} = v_{\text{Соп}} / 0,098 \approx 9,32 \text{ м}^3/(\text{т} \cdot \text{мин})$.

При окислении 1,6-1,8 %C оптимальное время пребывания металла в реакционной ванне второй стадии составит $\bar{\tau}_{\text{пр}} = [\Delta \text{C}\%] / v_{\text{Соп}} \approx 2 \text{ мин}$, что обеспечит повышение температуры металла на 80-100 К.

В опытах [34,36] интенсивность продувки изменяли в пределах от 5 до 15 $\text{м}^3/(\text{т} \cdot \text{мин})$, причем, заметных выбросов не наблюдалось. По данным работы [37], при продувке в конверторе железо-углеродистого расплава с более высокой удельной интенсивностью, было замечено некоторое снижение скорости окисления углерода и массопереноса, но экстремальных значений достигнуто не было.

Рассмотрим предельно-целесообразную интенсивность продувки с точки зрения обеспечения благоприятных условий службы футеровки реакционной зоны и минимального износа огнеупоров, так как при увеличении I_{O_2} растет объем реакционной зоны $V_{\text{р.з.}}$ и она приближается к футеровке.

По данным работы [38], объем реакционной зоны, образующейся при продувке, растет

симбатно импульсу струи, истекающей из сопла i_{O_2} , и в первом приближении может быть выражен как:

$$V_{p.z.} = 9,56(i_{O_2} / \rho_{me} g), \text{ м}^3, \quad (1.45)$$

где $i_{O_2} = m_{O_2} w_{O_2}$; ρ_{me} – плотность металла, кг/м^3 ; g – ускорение свободного падения; m_{O_2} – массовый расход кислорода, кг/с ; w_{O_2} – скорость истечения кислорода из сопла, м/с .

Уравнение массового расхода кислорода можно представить в виде $m_{O_2} = PQ_{O_2} \rho_{O_2} / 60$, где P – производительность агрегата, т/мин ; Q_{O_2} – удельный расход кислорода, $\text{м}^3/\text{т}$; ρ_{O_2} – плотность кислорода, кг/м^3 . Тогда объем реакционной зоны (зоны взаимодействия) составит:

$$V_{p.z.} = E / \rho_{me}; \quad E = V_{p.z.} \rho_{me} k, \quad (1.46)$$

где E – емкость реакционной ванны, т ; k – численный безразмерный коэффициент, показывающий во сколько раз объем реакционной ванны больше объема реакционной зоны.

Из зависимости $I_{O_2} E = PQ_{O_2}$ вытекает:

$$I_{O_2} = PQ_{O_2} / E. \quad (1.47)$$

Из уравнений (1.45)-(1.47) после преобразований можно найти предельное значение I_{O_2} при выбранном значении коэффициента k и учитывая значения постоянных величин при обычных условиях продувки ($\rho_{O_2} = 1,429 \text{ кг/м}^3$), получим:

$$I_{O_2} = \frac{60g}{9,56k\rho_{O_2} w_{O_2}^{-3}} = 4,4 \cdot 10^4 \frac{1}{kw_{O_2}}. \quad (1.48)$$

Линейные размеры реакционной зоны $l_{p.z.}$ вследствие пульсаций изменяются обычно на 20-40% относительно средних значений. В связи с этим длина ванны L_v , ее диаметр D_v и глубина H_v для обеспечения высокой стойкости футеровки должны быть существенно больше размеров зоны взаимодействия и, вероятно, $k' = L_v / l_{p.z.} \approx 1,8-2$.

Форма реакционной зоны близка к параболоиду вращения и поэтому ее объем можно определить из выражения $V_{p.z.} \approx D^2 L \approx l_{p.z.}^3$.

В условиях использования многоструйных фурм можно принять, что общий объем зоны взаимодействия примерно такой же, как и для односопловой фурмы (при данном расходе кислорода). Это соответствует самому опасному для службы футеровки случаю слияния отдельных первичных реакционных зон в ванне, что и следует учитывать в расчетах.

Принимая $k' = 1,8-2,0$, находим $k = V_v / V_{p.z.} = (L_v / l_{p.z.})^3 \approx 6-8$ и, соответственно, по уравнению (1.48) при обычных давлениях кислородного дутья ($p_{O_2} = 1,0-1,2 \text{ МПа}$) и скорости истечения кислорода ($w_{O_2} = 450-500 \text{ м/с}$) получим $I_{O_2, \text{нр}} \approx 9-10 \text{ м}^3/(\text{т} \cdot \text{мин})$.

Анализ структуры проб шлака (табл. 1.2), отобранных по глубине шлакового покрова ванны показал наличие трех зон во вспененном шлаке: относительно чистый от корольков шлак в верхней его зоне; переходный слой, включающий корольки и ошлакованные включения металла; слой с большим содержанием корольков металла, где преимущественно происходит обезуглероживание [13,32] и плавление окатышей. Переходный слой тем толще, чем больше интенсивность перемешивания ванны, которая зависит в основном от скорости обезуглероживания металла [15,33].

Углерод корольков металла взаимодействует с кислородом шлака, что интенсифицирует газовыделение (CO и CO_2) и тем самым усиливается его вспениваемость. Повышенная окисленность шлака за счет кислорода ТКГ также интенсифицирует обезуглероживание металла и ускоряет плавление ЖМО в ванне печи [10,16].

Скорость обезуглероживания металла находили по следующей методике. По известным

двум пробам металла на углерод $[C]_1$ и $[C]_2$ за время плавки τ_1 , и τ_2 находили $\Delta[C] = [C]_1 - [C]_2$, %. За период $\Delta\tau = \tau_2 - \tau_1$, в ванну загружается окатышей $M_{ок} = v_{ок}\Delta\tau$, кг с содержанием углерода в них $[C]_{ок} = 2\%$. Затем находим количество углерода $[C]_x$, вносимого окатышами в ванну печи. В шлак за период $\Delta\tau$ поступает углерода $(C)_{шл}$, %, а в металле остается $(C)_{шл} - [C]_x = [C]$.

Тогда локальная скорость обезуглероживания металла равна:

$$v_c = \frac{\Delta[C]}{\Delta\tau} = \frac{([C]_1 + [C]_x) - [C]_2}{\Delta\tau}, \%C/\text{мин}, \quad (1.49)$$

Количество прореагировавшего углерода окатыша ($[C]_p = [C]_{ок} - (C)_{шл}$, %) соответствует стехиометрическому его количеству по отношению к кислороду, т.е. $[C]_p = [O]_{ок}/1,33$, а зависимость его от степени металлизации окатыша находим из уравнения материального баланса при плавлении ЖМО:

$$Fe_{об}^{ок} + [O]_{ок} + [C]_{ок} + B = 100\%, \quad (1.50)$$

где B – содержание пустой породы, %; $[O]_{ок}$ – содержание кислорода в оксидах железа, %; $Fe_{об}^{ок}$ – общее содержание железа в окатышах, %.

Поскольку кислород, содержащийся в ЖМО, связан с железом в виде $(FeO)_{ок}$, то уравнение (1.50) принимает вид:

$$Fe_{мет}^{ок} + (FeO)_{ок} + [C]_{ок} + B = 100\%, \quad (1.51)$$

где $Fe_{мет}^{ок}$ – содержание в окатыше железа металлического, %; $(FeO)_{ок}$ – содержание в нем вюстита, %.

Примем, что $[O]_{ок}/[C]_{ок} = K$; $B/Fe_{об}^{ок} = A$; $Fe_{мет}^{ок}/Fe_{об}^{ок} = \varphi$.

Тогда, выразив из (1.50) и (1.51) значения $[O]_{ок}$ и $(FeO)_{ок}$ составим систему уравнений в следующем виде:

$$\begin{cases} Fe_{об}^{ок} + K[C]_{ок} + [C]_{ок} + AFe_{об}^{ок} = 100\% \\ Fe_{мет}^{ок} + 4,49K[C]_{ок} + [C]_{ок} + AFe_{об}^{ок} = 100\% \end{cases}, \quad (1.52)$$

Из первого уравнения системы (1.52) выразим:

$$Fe_{об}^{ок} = [100 - (K + 1)[C]_{ок}]/(A + 1), \%, \quad (1.53)$$

Подставляя это значение $Fe_{об}^{ок}$ во второе уравнение системы (1.52) с учетом того, что $A = 0,058$ [12,14] получим:

$$(C)_{шл} = [C]_{ок} - (1 - \varphi) \cdot 100/(7,25 + 2,33\varphi), \%, \quad (1.54)$$

Из анализа выражения (1.54) следует, что с увеличением степени металлизации окатышей доля углерода, окислившегося в шлаке, и степень его вспенивания возрастают.

Определив величину $(C)_{шл}$ по уравнению (1.54) и зная значения $[C]_1$ и $[C]_2$, находим скорость обезуглероживания металла по выражению (1.49) в данный момент времени плавки ЖМО в ванне печи.

Поскольку плавление ЖМО ($v_{пл}$, м/с) зависит от [14,15] температуры расплава в печи, концентрации углерода в нем [13,16] и интенсивности перемешивания ванны, то для решения задачи по расчету эффективных коэффициентов диффузии использовали второе уравнение Фика с учетом того, что скорость передвижения плавящегося слоя на поверхности окатыша является постоянной, т.е.:

$$\begin{cases} v_{пл} \frac{\partial [C]_i(x, \tau)}{\partial x} + D_C \frac{\partial^2 [C]_i(x, \tau)}{\partial x^2} = 0; \\ 0 < x < r_{ок} - v_{пл} \tau; \\ \tau = 0, [C]_i(x, 0) = [C]_{ок}; \\ \tau > 0, [C]_i(r_{ок} - v_{пл} \tau, \tau) = [C]_п. \end{cases} \quad (1.55)$$

Решение уравнения (1.55) с учетом того, что толщина диффузионной зоны ($\delta_i \leq 0,2\text{мм}$) составляет лишь доли процента от радиуса окатыша ($r_{ок}$), имеет следующий вид:

$$[C]_i = [C]_{ок} - [C]_п \exp(v_{пл} \delta_i / D_C), \quad (1.56)$$

где $[C]_п$ – концентрация углерода на поверхности окатыша, %; x – текущая координата, $r_{ок}$; D_C – коэффициент диффузии углерода в твердой фазе окатыша, $\text{м}^2/\text{с}$; τ – время, с.

Наблюдаемое увеличение скорости плавления ЖМО ($v_{пл} \rightarrow \max$) при увеличении интенсивности перемешивания ванны (при $v_C \rightarrow \max$) связано с повышением значения коэффициента массообмена (β , м/с) в системе окатыш-расплав, что позволяет использовать зависимость вида:

$$([C]_{ок} - [C]_i) v_{пл} = \beta ([C]_п - (C)_{шл}), \quad (1.57)$$

где $(C)_{шл}$ – содержание избыточного углерода в шлаке, который взаимодействует с избытком кислорода в нем или переходит в металл, % (находим из (1.54)).

Совместное решение уравнений (1.54), (1.56) и (1.57) позволяет найти величину скорости плавления ЖМО при известном коэффициенте массообмена (β), значение которого находим по следующему критериальному уравнению:

$$Sh = 0,37 G^{0,81} Sc^{0,22}, \quad (1.58)$$

где $Sh = \beta r_{ок} / D_C$ – критерий Шервуда, для диффузии углерода в окатыше; $Sc = v_{ж} / D_{ж}$ – критерий Шмидта, характеризующий физические свойства расплава; $v_{ж}$ – кинематическая вязкость расплава, $\text{м}^2/\text{с}$; $D_{ж}$ – коэффициент молекулярной диффузии углерода в расплаве, $\text{м}^2/\text{с}$.

Критерий $G = V_{co} / (\omega v_{ж}) w_{co}^2 / (2g)$ – характеризует интенсивность перемешивания ванны, зависящую от скорости обезуглероживания при плавлении ЖМО в расплаве. Здесь V_{co} – объемный расход газа, выделяемого из ванны, $\text{м}^3/\text{с}$; ω – поперечное сечение ванны, м^2 ; w_{co} – скорость подъема газовых пузырей, м/с .

Анализ приведенных данных свидетельствует о том, что для ускорения процессов нагрева и плавления ЖМО в ванне дуговой печи следует осуществлять выбор такого режима электроплавки, который обеспечивал бы предельную мощность перемешивания ванны, зависящую в основном от скорости обезуглероживания и нагрева металла в печи.

Из анализа выражений (1.54), (1.56)–(1.58) следует, что с повышением значения G возрастают величины Sh , β и $v_{пл}$ и для ускорения процессов нагрева и плавления ЖМО в ванне дуговой печи необходимо, выбирать режим электроплавки стали который обеспечит предельную мощность перемешивания ванны ($G \rightarrow \max$). При этом она в основном зависит от скорости обезуглероживания металла и уровня теплоусвоения ванны.

1.5 Оценка эффективности работы дуговых печей на трубчатых (полых) электродах при электроплавке стали

Промышленные испытания трубчатых электродов на печах различной емкости показывают перспективность их применения с целью стабилизации горения электрической дуги [39].

В некоторых опубликованных работах освещается вопрос об оптимальных размерах трубчатого электрода, в частности о влиянии соотношения между диаметром отверстия ($d_{отв}$) и

наружным диаметром электрода ($D_{эл}$) на поведение дуги.

Попытка определения необходимого диаметра отверстия сделана Джонсоном [40], который экспериментально установил, что для графитированного электрода диаметром 51 мм отверстие диаметром 3 мм не оказывает стабилизирующего действия на дугу, а уже при $d_{отв} = 6$ мм горение электрической дуги стабилизируется. На основании этого Джонсон сделал вывод, что отверстие диаметром 6 мм является необходимым и достаточным для электродов средних размеров (до 500 мм). Для $D_{эл} = 600$ мм рекомендуется $d_{отв} = 20-25$ мм, а для $D_{эл}$ до 1000 мм $d_{отв} = 76$ мм [40]. Также в этой работе полагается, что должен быть определенный минимальный диаметр отверстия, при котором предотвращается перескакивание дуги с края отверстия на наружный край электрода.

В работе [41] авторы изучили величины, которые определяют оптимальное соотношение между $d_{отв}$ и $D_{эл}$. А также освещен вопрос о влиянии трубчатых электродов на распределение в окружающем пространстве мощности, излучаемой дугой.

Для изучения этих вопросов проводились работы в лаборатории электрометаллургии на полупромышленной электропечи ДСН-0,5 ($S_{ном} = 400$ кВА, $U_{2л} = 93, 122$ и 162 В), в кожухе которой была смонтирована модель с проводящей подиной. Для исследования теплового поля одной дуги (I фаза) две другие (II и III фазы) были отделены огнеупорной перегородкой. Дуга I фазы горела между графитированным электродом $D_{эл} = 150$ мм (с $d_{отв} = 15, 30, 45$ и 75 мм) и шайбой диаметром 300-350 мм, высотой 60-80 мм. Так как на модели печи по всем трем электродам проходил ток, то условия выдувания изучаемой дуги практически были одинаковыми с условиями реально работающих печей.

Тепловое поле дуги под электродом изучалось двумя методами:

- а) определялась площадь разгара стальной шайбы (рис. 1.16);
- б) сравнивалась скорость прогрева графитовой шайбы в диаметрально противоположных точках А и Б (рис. 1.17).

Для определения интенсивности облучения вертикальной боковой стенки измерялись тепловые потоки при помощи термозондов, обеспечивающих точность измерения 2-8% [42]. Положение термозондов соответствовало моделируемому плавильному пространству с отношением $d_p/D_{пл} = 0,33$ (d_p – диаметр распада электродов, $D_{пл}$ – диаметр плавильного пространства) (рис. 1.18).

В результате опытов установлено, что при работе на трубчатом электроде создается более направленный тепловой поток от дуги на ванну. Направленность его определяется соотношением размеров трубчатого электрода ($d_{отв}/D_{эл}$). При $d_{отв}/D_{эл} = 0,15-0,25$ достигается наиболее благоприятная структура теплового поля дуги, когда зона разгара стальной шайбы максимально концентрируется (см. рис. 1.16) и создается минимальная неравномерность прогрева поверхности под торцом электрода (см. рис. 1.17). Неравномерность прогрева поверхности ванны под электродом определяется не только отношением $d_{отв}/D_{эл}$, но и степенью экранирования дуги электродом, т. е. отношением $D_{эл}/U_d$. Причем с увеличением этого отношения критерий неравномерности теплового поля v_A/v_B уменьшается. Большая скорость прогрева внешней точки А по сравнению с внутренней точкой Б объясняется некоторым отклонением столба электрической дуги I фазы в сторону футеровки ввиду того, что под электродом ток меняет свое направление на угол 90° .

До проведения опытов электроды имели правильную цилиндрическую форму, после горения их торцы стали скошенными (рис. 1.19). На сплошном электроде дуга горит преимущественно на внешней половине торца, занимая около 40% его площади. На внешнем краю торца, обращенном в сторону кладки печи, наблюдается особенно сильное обгорание, так

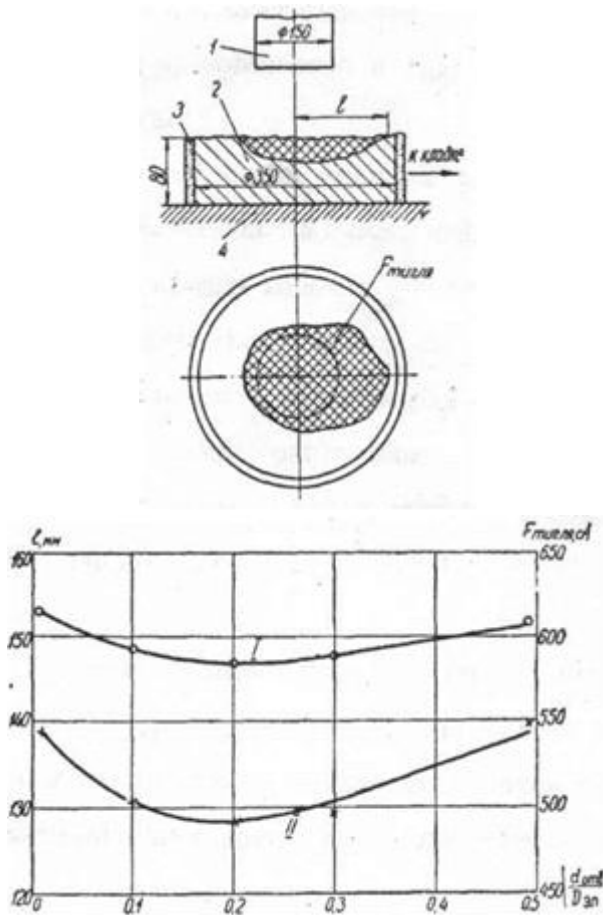


Рис. 1.16. Изменение зоны разгара стальной шайбы от электрической дуги в функции отношения $d_{отв}/D_{эл}$: 1 - электрод; 2 - стальная шайба; 3 - теплоизоляция (асбест); 4 - проводящая подина ($r = 0,04$ Ом); I - максимальное отклонение (I) края зоны разгара от оси электрода; II - площадь зоны разгара ($F_{тигля}$)

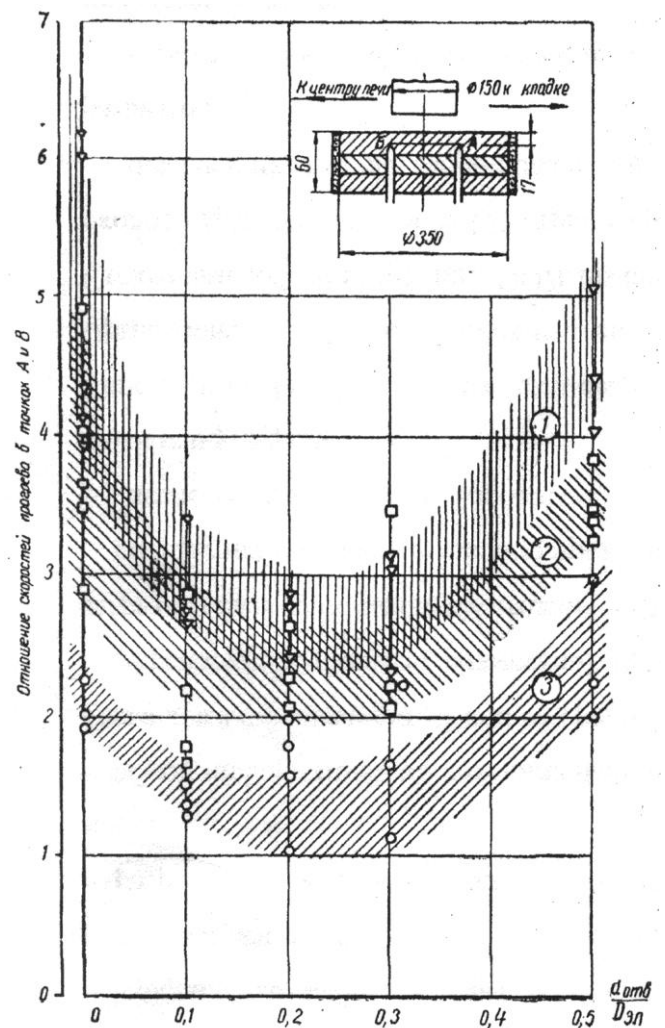


Рис. 1.17. Соотношение скоростей прогрева графитовой шайбы от электрической дуги в двух точках А (v_A , К/ч) и Б (v_B , К/ч) в функции отношения - $d_{отв}/D_{эл}$: Область 1 соответствует $U_{2л} = 162$ В ($U_d = 70-80$ В, $D_{эл}/U_d = 1,88-2,14$); Область 2 соответствует $U_{2л} = 122$ В ($U_d = 55-65$ В, $D_{эл}/U_d = 2,40-2,72$); Область 3 соответствует $U_{2л} = 93$ В ($U_d = 47-51$ В, $D_{эл}/U_d = 2,94-3,18$)

что эта часть становится наклонной, образуя с горизонталью угол порядка 34° (рис. 1.19, а). Трубчатый электрод с соотношением $d_{отв}/D_{эл} = 0,2$ имеет практически ровное обгорание торца (рис. 1.19, б), занимающее 75% его площади. Выдувание дуги в сторону боковой стенки очень незначительно (наклон торца к горизонтали составляет 6°).

Результаты опытов совпадают и с визуальными наблюдениями (при помощи киносъемки) (рис. 1.20). Киносъемка производилась со скоростью 32 кадра/сек при $U_{2л} = 122$ В, $I_d = 1440-1520$ А, дуга горела на жидком металле. Из сравнения рис. 1.20, а и б видно, что отверстие в электроде оказывает центрирующее действие на дугу.

Результаты измерения [39] мощности облучения термозондов показывают, что при отношении $d_{отв}/D_{эл} = 0,2-0,3$ достигается наименьшая интенсивность облучения боковой стенки, которая по абсолютной величине на 20-45% меньше, чем при работе на сплошных электродах.

Расчеты [39] показывают, что применение трубчатых электродов не повлияет на передачу тока на печах средней и большой мощности, где сечение электрода, начиная с $D_{эл} = 450$ мм и выше, используется не полностью вследствие поверхностного эффекта.

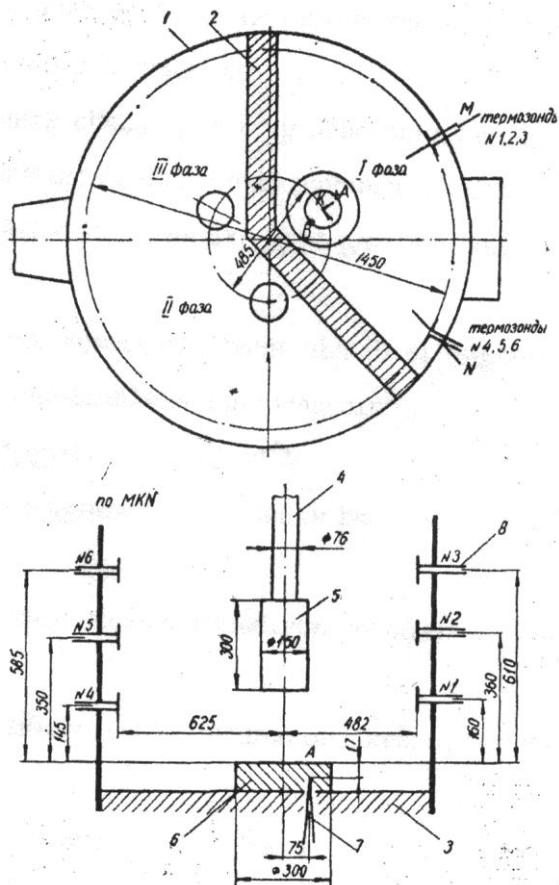


Рис. 1.18. Модель для исследования теплового поля одной дуги (фаза I) трехфазной сталеплавильной электропечи ДСН-0,5: 1 – воздухоохлаждаемый кожух печи; 2 – огнеупорная перегородка; 3 – проводящая угольная подина ($r = 0,04$ Ом); 4 – водоохлаждаемый стальной электрод; 5 – графитированный электрод – наконечник; 6 – шайба (стальная или графитовая); 7 – хромель-алюмелевая термопара для измерения скорости прогрева шайбы; 8 – термозонды (№№ 1-6)

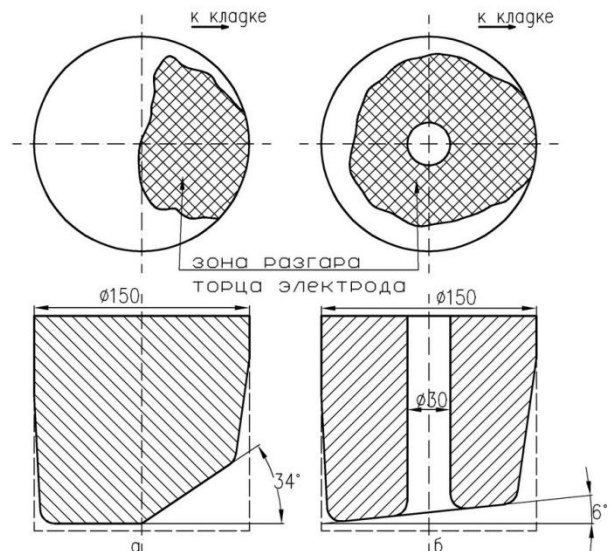


Рис. 1.19. Изменение конфигурации конца электрода после горения электрической дуги на протяжении 1,5 ч при напряжении $U_d = 55-65$ В: а – сплошной электрод; б – трубчатый электрод

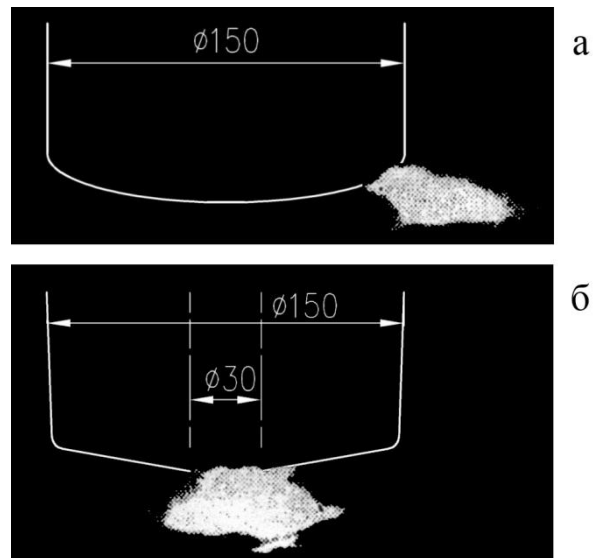


Рис. 1.20. Расположение электрической дуги ($U_{эл} = 122$ В): а – на сплошном электроде; б – на трубчатом электроде ($d_{отв}/D_{эл} = 0,2$)

Анализ работ [39,42] показывает, что применение трубчатых электродов в ДСП эффективно с точки зрения стабилизации электрических дуг, улучшения использования мощности трансформатора, увеличения производительности агрегата. Кроме того, за счет лучшего экранирования дуги, уменьшается интенсивность облучения кладки, создается более направленный тепловой поток от дуги на ванну, что дает возможность работать на трубчатых электродах при более высоком вторичном напряжении, чем на сплошных электродах. Это позволяет точнее регулировать распределение тепловых потоков между кладкой и ванной. При этом оптимальным следует считать отношение $d_{отв}/D_{эл} = 0,20-0,25$. А применение трубчатых электродов представляется экономически целесообразным.

В современных условиях для 150 т ДСП ОАО «ОЭМК» представляется весьма эффективным использовать трубчатые электроды [19,32] для совершенствования технологии электроплавки стали, на основе подачи ЖМО и газов [18,31] через их осевые отверстия [20,34]

в зону электрических дуг.

Принципиальные отличия схемы подачи ЖМО в ванну ДСП в подэлектродное пространство, в зону влияния электрических дуг (рис. 1.21), от существующей схемы подачи в межэлектродное пространство, т.е. вне их влияния (рис. 1.2), существенны. Так имеют место более рассредоточенная подача потоков ЖМО по осевым отверстиям в трех электродах и поступление металлизированного сырья вне шлака в электрические дуги с дополнительным нагревом в них и последующим плавлением в высокотемпературном шлако-металлическом расплаве подэлектродного пространства дуговой печи.

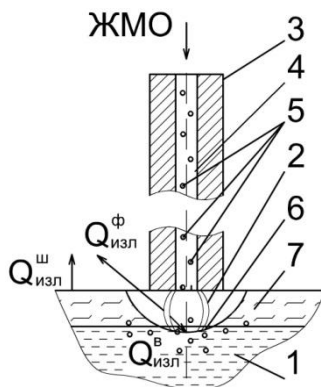


Рис. 1.21. Схема подачи ЖМО через осевое отверстие электрода: 1 – металл; 2 – электрическая дуга; 3 – электрод; 4 – осевое отверстие; 5 – окатыш; 6 – мениск; 7 – шлак; $Q^в_{изл}$, $Q^ф_{изл}$ и $Q^ш_{изл}$ – потоки излучения дуги на ванну и футеровку (стены, свода), и излучения шлака

В 50-х гг. в Японии проводились опыты по применению трубчатых графитированных электродов для непрерывного контроля температуры ванны в ДСП [43].

В 1952 г. Чаппел (США) предложил в электродах диаметром более 50 мм делать отверстия размером $(0,1-0,6) D_{эл}$ [44]. Уменьшение массы электрода в центральной части, по его мнению, должно уменьшить перепад температур по сечению, снять термические напряжения на периферии электрода и уменьшить опасность возникновения продольных трещин [44].

Исследования электрической дуги при помощи киносъемки и осциллографирования, сделанные в США Джонсоном, показали, что при работе на графитированных трубчатых электродах дуга обрывается реже и на более короткие промежутки времени по сравнению с обычными электродами (табл. 1.5).

Табл. 1.5. Сравнение режима работы дуги на сплошных и трубчатых графитированных электродах в атмосфере воздуха [40]

Период расплавления твердой шихты, мин	Число обрывов дуги		Примечание
	сплошной электрод $D_{эл} = 355$ мм	трубчатый электрод $D_{эл} = 355$ мм, диаметр отверстия $d_{отв} = 51$ мм, $d_{отв}/D_{эл} = 0,14$	
0-5	41	16	На трубчатом электроде за время горения дуги в течение 15 мин, выделяемая мощность была на 37% выше, чем при работе на сплошном электроде
5-10	33	0	
10-15	20	0	

Одновременно опыты Джонсона [40] показали, что работа на трубчатых электродах приводит к повышенному их расходу, который объясняется более развитой поверхностью окисления за счет отверстия.

В 1956 г. Джонсон получил патент на конструкцию графитированного трубчатого электрода для стабилизации горения электрической дуги. Эта конструкция должна исключить просос воздуха через внутренний канал и снизить расход самого электрода [40] (рис. 1.22). Как видно из рисунка, соединение трубчатых электродов осуществляется с помощью специальных полых ниппелей.

Обществом British Oxygen Research and Development Ltd. (Англия) проводило опыты по вводу через трубчатые электроды аргона, азота, генераторного газа, водорода и оксида углерода

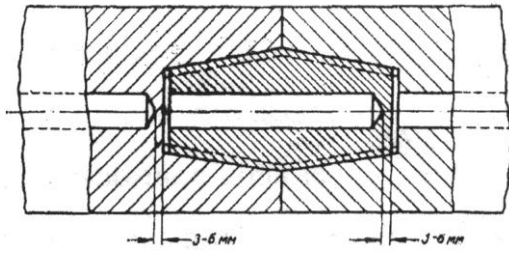


Рис. 1.22. Ниппельное соединение трубчатых электродов, предложенное Джонсоном [40]

в рабочее пространство лабораторной дуговой однофазной двухэлектродной печи емкостью 50 кг по стали с целью повышения устойчивости горения дуги [45] (табл. 1.6). Наибольший эффект по сокращению длительности плавления и уменьшению удельного расхода электроэнергии получается при вводе аргона, так как это способствует повышенному использованию мощности, стабилизирует горение электрической дуги, обеспечивает ее бесшумное горение с самого начала плавления [40].

Табл. 1.6. Сравнительные данные работы 50-кг печи на сплошных $D_{эл} = 63,5$ мм и трубчатых электродах ($D_{эл} = 63,5$; $d_{отв} = 12,7$; $d_{отв}/D_{эл} = 0,2$) с вводом в печь различных газов*

Плавки	Количество плавов	Расход газа на один электрод, м ³ /мин	Время плавления, $\tau_{пл}$		Расход электроэнергии на расплавление шихты			Средняя мощность периода плавления		Температура металла в конусе расплавления, К	Скорость нагрева металла	
			мин	%	кВт·ч	кВт·ч/т	%	кВт	%		К/мин	%
Контрольные на сплошных электродах	25	-	28,5	100	30,0	750	100	63,6	100	1798	53,6	100
На трубчатых электродах с вводом аргона	14	0,014	22,3	78,2	26,1	653	87	70,3	110,5	1803	66,0	123,1
На трубчатых электродах с вводом азота	7	0,028	27,2	95,5	30,4	760	100,1	67,3	106	1813	57,0	106,3
На трубчатых электродах с вводом генераторного газа	6	0,028	34,6	122	35,0	875	116,8	61,6	97	1803	42,9	80
На трубчатых электродах с вводом оксида углерода	6	0,028	31,5	111	34,2	855	114	65,0	86,5	1798	46,9	87,5
На трубчатых электродах с вводом водорода	6	0,028	41,7	146	35,3	884	117,9	51,1	80,5	1788	34,6	64,5

* Мощность печи 90 кВт, вторичное напряжение 80-140 В [45].

Наибольшее число промышленных испытаний графитированных трубчатых электродов в ДСП различной емкости было проделано в США под руководством Швабе, первые сообщения о которых появились в 1957 г. [46,47].

Данные работ [43,46,47] позволяют заключить следующее:

1. Трубчатые электроды способствуют более устойчивому и спокойному горению электрической дуги, улучшают стойкость таких параметров энергосистемы, как напряжение сети и $\cos\phi$ [46], резко снижают количество токовых толчков в период расплавления [47].

2. Вследствие улучшения условий ионизации дуга концентрируется на кромке внутреннего отверстия трубчатого электрода, становится массивней и занимает более вертикальное положение. На рис. 1.23 показана схема горения дуги на сплошном и трубчатом электроде.

3. При работе на трубчатых электродах улучшается использование мощности электрической дуги, особенно в период плавления. Так, для 15-тонной печи при сплошном электроде КИТ дуги в период расплавления составлял 0,83-0,85, а при работе на трубчатом электроде он повысился до 0,90-0,93.

фиксируют визуально по истечению металла из летки (10).

Полученные опытные данные в ходе экспериментов приведены в табл. 1.7.

Из приведенных сравнительных данных (табл. 1.7) следует, что при использовании электрода с осевым отверстием показатели работы улучшаются, т.к. в результате стабилизации дуга становится массивнее, занимает вертикальное положение (Приложение 1), а ее мощность увеличивается. Это способствует созданию более направленного потока тепла дуги на ванну с увеличением скорости нагрева расплава на 70% в сравнении со сплошным электродом. При подаче аргона через осевые отверстия скорость нагрева увеличилась меньше (на 38%), что связано с охлаждающим эффектом газа.

Табл. 1.7. Сравнительные данные экспериментов по работе ЭПУ на различных типах электродов

Тип электрода	Со сквозным осевым отверстием	С не сквозным осевым отверстием	Со сквозным отверстием при подаче Аргона	Сплошной (типовой)
Эксперимент №1 (нагрев металлической пластины)				
Время работы установки, с	35,6	31,8	37,4	31,4
Разница температур, К	261	216	201	128
Скорость нагрева v_t , К/с	7,34 (+80%)	6,80 (+67%)	5,37 (+32%)	4,07
Среднее напряжение дуги, В	33,1	35,6	25,9	32,6
Средняя сила тока дуги, А	492,3	451,6	575,9	488,8
Средняя мощность дуги P_d^{cp} , кВт	15,58	15,51	14,08	14,73
v_t/P_d^{cp} , К/(с·кВт)	0,471 (+71%)	0,438 (+59%)	0,381 (+38%)	0,276
Эксперимент №2 (плавление металлических образцов одинаковой массы и размера)				
Время расплавления шихты, с	68	70	-	80

1.6 Методы проведения экспериментов и моделирования тепло-технологических процессов и задачи исследования по данной проблеме

Методы численного моделирования являются в настоящее время одним из основных инструментов теплотехнических исследований в металлургии. Проведение вычислительных экспериментов с моделью, реализованной в виде программы для ЭВМ [48], обеспечивает сокращение сроков исследования и уменьшение его стоимости, позволяет прогнозировать поведение изучаемого объекта в различных, в том числе экстремальных, ситуациях, создавая таким образом основу для теплотехнического обоснования проектных решений при разработке новых и совершенствовании существующих технологических процессов.

Математической моделью называется совокупность соотношений (уравнений, неравенств, логических условий), адекватно описывающих поведение исследуемого объекта.

Модель считается адекватной, если она с заданной точностью отображает свойства объекта, существенные для цели исследования. Таким образом, в модели должны воспроизводиться наиболее важные особенности функционирования реального объекта, учет которых необходим для решения поставленной задачи. При этом принципиальное значение имеет задание разумной точности моделирования, которая определяется, прежде всего, точностью задания исходных данных.

Для исследования данного реального объекта могут быть созданы модели разного уровня сложности, достаточно полно или с избыточной полнотой отражающие многообразие его свойств. Выбор уровня детализации (уровня моделирования) в каждом конкретном случае определяется одним из принципов системного подхода: модель должна быть настолько сложной, насколько это необходимо для достижения поставленной цели. Таким образом, один из главных этапов построения математической модели заключается в максимально возможном

упрощении описания изучаемого объекта [49].

Существует два подхода к построению математических моделей. Теоретический (структурный) подход базируется на анализе структуры объекта и физической сущности протекающих в нем процессов. Эмпирический (функциональный) подход, при котором структура объекта считается неизвестной, и функциональная зависимость между входными и выходными переменными устанавливается путем статистической обработки данных натурального эксперимента.

Теоретические модели имеют гораздо более широкую область применения. Прежде всего, они могут быть использованы для анализа влияния различных факторов на протекание исследуемых процессов, прогнозирования поведения реальных или проектируемых объектов и принятия на этой основе оптимальных решений.

В связи с необходимостью решения проблемы по повышению энергоэффективности электроплавки стали, на основе применения непрерывной подачи ЖМО через осевые отверстия электродов в подэлектродное пространство ванны дуговой печи необходимо провести исследование теплового состояния сталеплавильной ванны, изучить закономерности процессов нагрева и обезуглероживания металлического расплава. Также необходимо разработать математическую модель для согласования этих процессов и осуществления рационального управления энерготехнологическим режимом.

В соответствии с поставленными задачами настоящая работа была выполнена для условий работы 150 т ДСП в ЭСПЦ-2 ОАО «ОЭМК» с тщательным контролем энергетических, технологических и теплотехнических параметров по ходу электроплавки.

Данные дуговые печи снабжены системами непрерывной подачи ЖМО по центру печи в ванну вблизи зоны воздействия электрических дуг (рис. 1.1). Продувку металла кислородом в печи осуществляют через стационарную водоохлаждаемую наклонную фурму и дополнительно через рабочее окно расходомерной фурмы. Продувку начинают не ранее, чем через 30 мин после включения печи и производят до окончания плавления металлизированных окатышей. Характеристика процесса вдувания кислорода: давление кислорода на входе 1,6 МПа; рабочее давление кислорода (регулируемое) 1,6 МПа; интенсивность продувки кислородом устанавливают 800-1800 м³/ч; расход кислорода должен быть не менее 1200 м³ на плавку.

Управление электрическим режимом в период плавления осуществляется по директивному графику подвода мощности с динамической корректировкой уставок на основании информации о расходе электроэнергии, температуре охлаждающей воды стеновых панелей и флуктуационных характеристик силы тока фаз. Задачей управления электрическим режимом является обеспечение ввода максимально возможной мощности в заданных пределах при наличии ограничений по температуре водоохлаждаемых элементов.

Мощность теплового потока, а следовательно, и температура в ванне определяются активной электрической мощностью печи и ее КПД. Регулирование активной мощности может быть осуществлено изменением напряжения печного трансформатора или перемещением электродов. При перемещении электрода изменяется длина дуги и, как следствие, ее напряжение, ток и активная мощность.

Статистическую обработку опытных данных осуществляли по таким параметрам электроплавки, как температура металла и концентрация углерода в расплаве в различные моменты времени, расход кислорода, электроэнергии и шихтовых материалов. Для получения этих данных использовалось следующее оборудование: платформенные и бункерные весы «Сименс» (погрешность $\pm 0,3\%$), ленточный дозатор «Пфистер» (погрешность $\pm 0,3\%$).

Измерение температуры жидкого металла производили термоэлектрическим

преобразователем ПР 30/6 и вторичным прибором «Концер» ДТК 02/А, имеющим диапазон измерения 1100÷4800 °С (погрешность $\pm 2,5^\circ\text{C}$).

Химический состав металла и шлака определяли химическими и физико-химическими методами. Содержание углерода определяли на анализаторе CS - 044 фирмы “LECO” (точность $\pm 0,0002\%$ [C]).

Существующая на ОАО «ОЭМК» в ЭСПЦ система автоматического управления энергетическим режимом основана на расчете изменения температуры металлической ванны по ходу плавки. Анализ температур, рассчитанных ЭВМ, и фактически измеренных в тот же момент времени показывает, что отклонение составляет в среднем $\pm 20^\circ\text{C}$ (см. рис. 1.25).

Таким образом, для нового метода подачи ЖМО в подэлектродное пространство, представляется необходимым совершенствовать систему расчета на ЭВМ, параметров теплового состояния сталеплавильной ванны на основе модели, которая позволит оперативно определять скорость нагрева металла по ходу электроплавки при различных технологических условиях выплавки стали с изменяющейся массой ванны, а также осуществлять синхронизацию процессов нагрева, обезуглероживания и плавления металлизированных окатышей в дуговой печи.

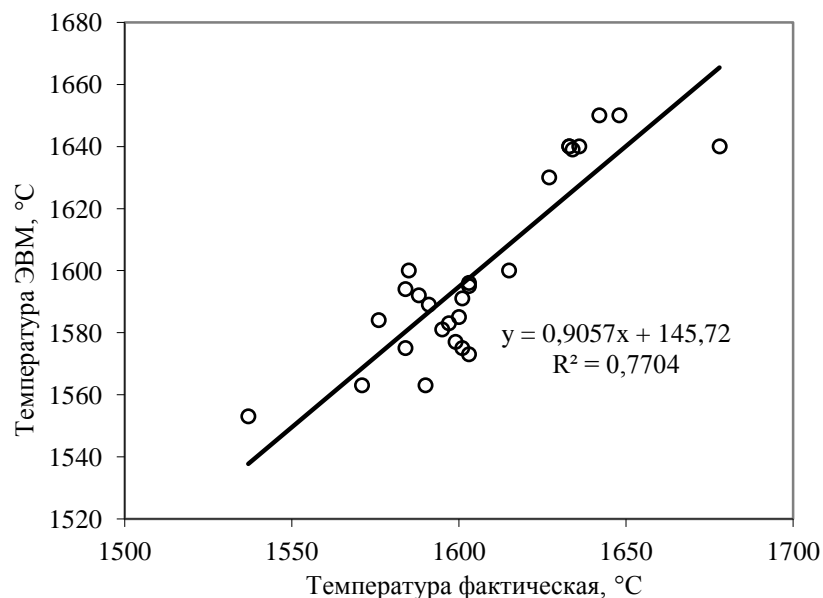


Рис. 1.25. Сравнительные данные температуры металла по ходу электроплавки, полученные расчетом на ЭВМ и измерением термопарой типа ПР 30/6.

1.7 Выводы и заключение по Главе 1

Анализ научно-технической литературы работы 150 т дуговой печи показал, что:

- существенным резервом по снижению энергозатрат и повышению эффективности производства является применение ТКГ с обеспечением рациональных условий хода электроплавки стали. В которые входят процессы нагрева и обезуглероживания металла, оптимальное соотношение между ними, оптимальная степень перегрева металла, требуемые по технологии параметры шлакового режима, которые обеспечат вспенивание шлака и погружение в него электрических дуг, а также соблюдение равенства скоростей плавления и загрузки ЖМО в ванну ДСП.

- плавка в ДСП при непрерывной подаче ЖМО в расплав имеет значительные энергетические преимущества, связанные со стабилизацией работы печи и особенностями

горения дуги на жидкий металл, а также технологические преимущества, которые проявляются в сокращении продолжительности плавки и повышении производительности.

- применение трубчатых электродов в ДСП эффективно с точки зрения стабилизации электрических дуг, улучшения использования мощности трансформатора, увеличения производительности агрегата и снижения удельного расхода электроэнергии. При этом уменьшается выдувание электрических дуг из-под электродов, так как она концентрируется на кромке осевого отверстия и занимает более вертикальное положение, что улучшает ее экранирование. В результате уменьшается интенсивность облучения кладки, создается более направленный тепловой поток от дуги на ванну и соответственно увеличивается ее КИТ. Все это дает возможность работать при более высоком вторичном напряжении, чем на сплошных электродах.

В современных условиях для 150 т ДСП ОАО «ОЭМК» представляется весьма эффективным использовать трубчатые электроды для совершенствования технологии электроплавки стали, на основе подачи ЖМО и газов через их осевые отверстия в зону электрических дуг. При этом принципиальные отличия схемы подачи ЖМО в ванну ДСП в подэлектродное пространство, в зону влияния электрических дуг, от существующей схемы подачи в межэлектродное пространство, т.е. вне их влияния, существенны. Так имеют место более рассредоточенная подача потоков ЖМО по осевым отверстиям в трех электродах и поступление металлизированного сырья вне шлака в электрические дуги с дополнительным нагревом в них и последующим плавлением в высокотемпературном шлако-металлическом расплаве подэлектродного пространства дуговой печи.

Провели сравнительные исследования работы экспериментальной электропечной установке постоянного тока на различных типах электродов. Установили, что при использовании электрода с осевым отверстием в результате стабилизации дуга становится массивнее, занимает вертикальное положение, а ее мощность увеличивается. Это способствует созданию более направленного потока тепла дуг на ванну с увеличением скорости нагрева расплава на 70%. При подаче через них ЖМО, за счет дополнительного подогрева окатышей, при прохождении через электрическую дугу, и более высокой температуры расплава, в зоне ее воздействия на поверхность ванны, суммарное время плавления порции ЖМО уменьшается в среднем на 10% в сравнении с подачей вне дуги.

Поэтому, задачей настоящего исследования явилось: изучение и расчет внешнего теплообмена электрических дуг, для определения результирующего теплового потока на расплав; изучение протекания процессов теплоусвоения, нагрева, обезуглероживания расплава и определение их оптимального соотношения; изучение особенностей нагрева и плавления металлизированного окатыша, в условиях применения нового метода загрузки ЖМО через осевые отверстия электродов в подэлектродное пространство дуговой печи.

Глава 2. Исследование и моделирование распределения тепловых потоков в дуговой печи при образовании электрической дуги на выходе из осевого отверстия электрода в подэлектродном пространстве агрегата

В современных условиях развития электросталеплавильного производства перспективна технология переплавки ЖМО в сверхмощных дуговых печах. Однако металлизированные окатыши являются достаточно энергоемкой шихтой в связи с наличием в них оксидов железа и пустой породы, что повышает энергозатраты при выплавке стали. Тем не менее, несмотря на достижения по улучшению технологии электроплавки ЖМО в ДСП, еще существуют резервы по повышению эффективности выплавки стали [50,51].

Имеющиеся данные показывают, что важнейшими направлениями по совершенствованию электроплавки ЖМО в дуговых печах являются: интенсификация процессов плавления окатышей в ванне, оптимизация электрического режима плавки, применение электродов новых типов и выбор эффективного метода подачи окатышей в ванну агрегата. Проблему сокращения расхода электроэнергии [5,52] при электроплавке ЖМО и продолжительности работы ДСП под током можно решить путем подачи металлизированного сырья в высокотемпературные области воздействия электрических дуг.

2.1 Анализ теплообмена в дуговой печи при плавке металлизированных окатышей

В связи с этим необходимо решить задачу об изменении теплового состояния расплава ванны во время непрерывной загрузки ЖМО в печь, учитывая при этом способ подачи [53,54]. Под расплавом ванны в данном случае будем понимать расплав металла и шлака. В работе [55] при анализе теплового состояния согласно данным [5] было принято, что температура расплава одинакова во всех точках ванны.

Тогда изменение температуры расплава с учетом изменения массы ванны можно представить в виде [51]:

$$(G_0 + v_{ок} \tau) c_m \frac{dT}{dt} = q_{пол} - q_{ок}^{нагр} - q_{ок}^{пл} - q_{расп} - q_{хим} - q_{со} - q_{пот}, \quad (2.1)$$

где dT – изменение температуры металла, К; $q_{пол}$ – полезный тепловой поток на ванну от внешних источников, Вт, $q_{ок}^{нагр}$, $q_{ок}^{пл}$, $q_{расп}$ и $q_{хим}$ – количество тепла, идущее на нагрев поверхности окатыша, на его плавление, на нагрев образующегося расплава при его слиянии с ранее накопленным и на протекание химических реакций, Вт; $q_{со}$ и $q_{пот}$ – количество тепла, теряемое ванной с выделяющимся оксидом углерода и теплопроводностью через кладку в окружающую среду.

Полезный тепловой поток на ванну от внешних источников равен [56]:

$$q_{пол} = 3P_d \eta_{кит}, \quad (2.2)$$

где $\eta_{кит}$ – коэффициент использования тепла (КИТ) электрических дуг.

Согласно данным по кинетике плавления ЖМО [5,52] можно сформулировать основные представления и допущения о ходе плавления окатышей в ванне ДСП:

- 1) ЖМО плавятся при прохождении через слой шлакового расплава;
- 2) учитывая время нагрева поверхности окатыша до температуры плавления, продолжительность расплавления и возможный темп нагрева или охлаждения расплава при непрерывной загрузке ЖМО, можно сделать допущение о том, что процесс теплообмена происходит при постоянной температуре ванны;
- 3) при нагреве и плавлении ЖМО происходит газовыделение в результате взаимодействия углерода с FeO, причем оно имеет наиболее выраженный характер в период

нагрева окатышей.

Процесс плавления ЖМО начинается с нагрева поверхности окатыша до температуры плавления. В этот период теплотребление материала можно описать уравнением:

$$q_{\text{ок}}^{\text{нагр}} = q_{\text{п}} F_{\text{нагр}}, \quad (2.3)$$

где $q_{\text{п}}$ – плотность теплового потока на поверхность окатыша, Вт/м²; $F_{\text{нагр}}$ – площадь тепловоспринимающей поверхности окатышей при нагреве, м².

Поскольку нагреву подвергается не один окатыш, а слой, их общая площадь тепловоспринимающей поверхности зависит от скорости загрузки и продолжительности стадии нагрева в соответствии с выражением [51]:

$$F_{\text{нагр}} = \frac{3v_{\text{ок}} \tau_{\text{нагр}}}{\rho_{\text{ок}} r_{\text{ок}}}, \quad (2.4)$$

где $\rho_{\text{ок}}$ – плотность окатыша, кг/м³; $r_{\text{ок}}$ – радиус окатыша, м; $\tau_{\text{нагр}}$ – время нагрева окатыша, с.

Для определения $\tau_{\text{нагр}}$ в зависимости от способа загрузки ЖМО можно воспользоваться следующим выражением [53,54]:

$$\tau_{\text{нагр}} = \frac{\pi}{4} \lambda_{\text{ок}} c_{\text{ок}} \rho_{\text{ок}} \left(\frac{t_{\text{ок}}^{\text{пл}} - t_{\text{ок}}^{\text{нач}}}{q_{\text{п}}} \right)^2, \quad (2.5)$$

где $\lambda_{\text{ок}}$ – теплопроводность окатыша, Вт/(м·К); $c_{\text{ок}}$ – удельная теплоемкость окатыша, Дж/(кг·К); $t_{\text{ок}}^{\text{пл}}$ – температура плавления окатыша, °С; $t_{\text{ок}}^{\text{нач}}$ – начальная температура загрузки окатышей в печь, °С.

Плотность теплового потока в зависимости от способа загрузки ЖМО в печь по [55] можно определить по следующим формулам:

1) при загрузке окатышей внутрь диаметра распада электродов:

$$q_{\text{п}} = \alpha_{\text{ш-ок}} (t - t_{\text{ок}}^{\text{сп}}), \quad (2.6)$$

где $\alpha_{\text{ш-ок}}$ – коэффициент теплоотдачи от шлака к окатышу, Вт/(м²·К); $t_{\text{ок}}^{\text{сп}}$ – температура поверхности окатышей, °С;

2) при загрузке окатышей через трубчатые электроды в зону контакта дуг с поверхность металла, пропорционален величине телесного угла, вершина которого находится на расстоянии половине длины дуги от окатыша и основание образовано его поверхностью:

$$q_{\text{п.изл}} = P_{\text{д}} \omega_{\text{ок}}, \quad (2.7)$$

$\omega_{\text{ок}}$ – средний угловой коэффициент излучения дуги на окатыш (доля энергии излучения дуги, которая попадает на окатыш).

Мгновенное теплотребление массы плавящихся окатышей при прохождении их через слой шлака:

$$q_{\text{ок}}^{\text{пл}} = \alpha_{\text{ш-ок}} (t - t_{\text{ок}}^{\text{пл}}) F_{\text{пл}}, \quad (2.8)$$

где $F_{\text{пл}}$ – площадь тепловоспринимающей поверхности плавящихся окатышей, м².

Согласно [5,53] при описании процесса плавления тел при постоянной плотности теплового потока можно воспользоваться следующей формулой для определения общей продолжительности плавления окатыша:

$$\tau_{\text{пл}} = \frac{\rho_{\text{ок}} [c_{\text{ок}} (t_{\text{ок}}^{\text{пл}} - t_{\text{ок}}^{\text{нач}}) + L_{\text{ок}}] F_{\text{ок}}}{\alpha_{\text{ш-ок}} (t_{\text{п}} - t_{\text{ок}}^{\text{пл}})}, \quad (2.9)$$

где $L_{\text{ок}}$ – удельная теплота плавления окатыша, Дж/кг.

Подставив полученное значение $\tau_{\text{пл}}$ в выражение (2.4), можно определить площадь

тепловоспринимающей поверхности окатышей при расплавлении $F_{пл}$.

После завершения процесса плавления плотность расплава окатыша значительно превышает плотность шлака, что приводит практически к мгновенному его слиянию с металлическим расплавом ванны. В силу этого можно предположить, что нагрев расплавленной массы окатышей выше температуры плавления не происходит, а изменение теплосодержания всей ванны связано в первую очередь со смешиванием расплава ванны и расплава от окатышей, что можно охарактеризовать зависимостью [51]:

$$q_{расп} = \frac{(t_p - t_{ок}^{пл}) G_0 v_{ок} c_m}{G_0 + v_{ок} \tau}. \quad (2.10)$$

Расчет изменения теплосодержания расплава в период плавления окатышей, который связан с протеканием химических реакций окисления углерода и потерями с выделяющимся СО, может быть выполнен в соответствии с методикой [51]. При этом сумма $q_{хим} + q_{со}$ в период нагрева и плавления окатышей составляет порядка 15 % от $q_{пол}$ [57].

В процессе загрузки ЖМО глубина и площадь зеркала расплава ванны изменяются во времени. Согласно [51] нестационарная составляющая тепловых потерь через подину значительно меньше стационарной, поэтому для определения $q_{пот}$ при плавке с непрерывной загрузкой окатышей можно воспользоваться формулой:

$$q_{пот} = \frac{t_p - t_o}{\frac{1}{4\pi} \left[\sum_{i=1}^n \frac{1}{\lambda_i} \left(\frac{1}{R_{i+1}} - \frac{1}{R_i} \right) + \frac{1}{\alpha_v R_v^2} + \frac{1}{\alpha_n R_n^2} \right]} \frac{h_\tau}{2R_v}, \quad (2.11)$$

где t_o – температура окружающего воздуха, °С; n – число слоев кладки и термоизоляции пода печи; R_i – радиус кривизны слоев кладки, м; α_v и α_n – коэффициенты теплоотдачи от внутренней и наружной поверхностей пода печи, Вт/(м²·К); R_v и R_n – радиусы кривизны внутренней и наружной поверхностей пода, м; h_τ – глубина расплава ванны, м.

После подстановки $q_{пол}$, $q_{ок}^{нагр}$, $q_{ок}^{пл}$, $q_{расп}$, $q_{хим}$, $q_{со}$ в уравнение (2.1) и решения его методом итерации можно определить текущую температуру расплава в каждый момент времени по ходу загрузки ЖМО в ванну дуговой печи.

Результаты моделирования по приведенным выражениям позволили приближённо изучить влияние способа загрузки окатышей на температуру расплава. Анализ полученных данных [55] позволил установить, что при изменении способа загрузки с традиционного, на загрузку через трубчатые электроды, приводит к повышению температуры расплава с 1675 до 1707 °С при одинаковой скорости загрузки окатышей. Это дает возможность увеличить скорость загрузки с 36 до 39 кг/с, что позволит сократить время подачи окатышей в печь и снизить продолжительность электроплавки подтоком в среднем на 4 мин.

В это связи представляется необходимым более детально рассмотреть распределение температур и тепловые потоки в ванне печи при различных способах загрузки окатышей.

2.2 Исследование процесса угара и нагрева металла при плавке окатышей в дуговой печи

В современных сверхмощных дуговых печах наблюдается существенный угар металла в виде железистой пыли из зоны контакта электрических дуг с поверхностью расплава. Это вызвано тем, что тепловой поток, падающий от дуг на поверхность ванны, не может быть полностью усвоен расплавом. Это приводит к нагреву его до температуры кипения и испарению. Образующиеся в результате пары металла окисляются в рабочем пространстве и уносятся с отходящими газами [58,59].

В работе [60] проведены исследования, на холодной и горячей моделях, условий образования угара металла при подаче окатышей, в качестве охладителя, в зону воздействия электрических дуг на поверхность металла.

Результаты эксперимента на холодной модели представлены на рис. 2.1. Из приведенных данных следует, что с увеличением расхода кусочков льда на поверхность воды, находящейся под воздействием пламени, масса испарившейся воды уменьшается с 5,5 до 1,5 %. В то же время зависимость количество тепла $Q_{\text{пол}}$, кВт, усвоенного водой имеет максимум. Следовательно, расход охладителя должен иметь оптимальное значение, которое не приведет к снижению количества полезного тепла и к переохлаждению ванны.

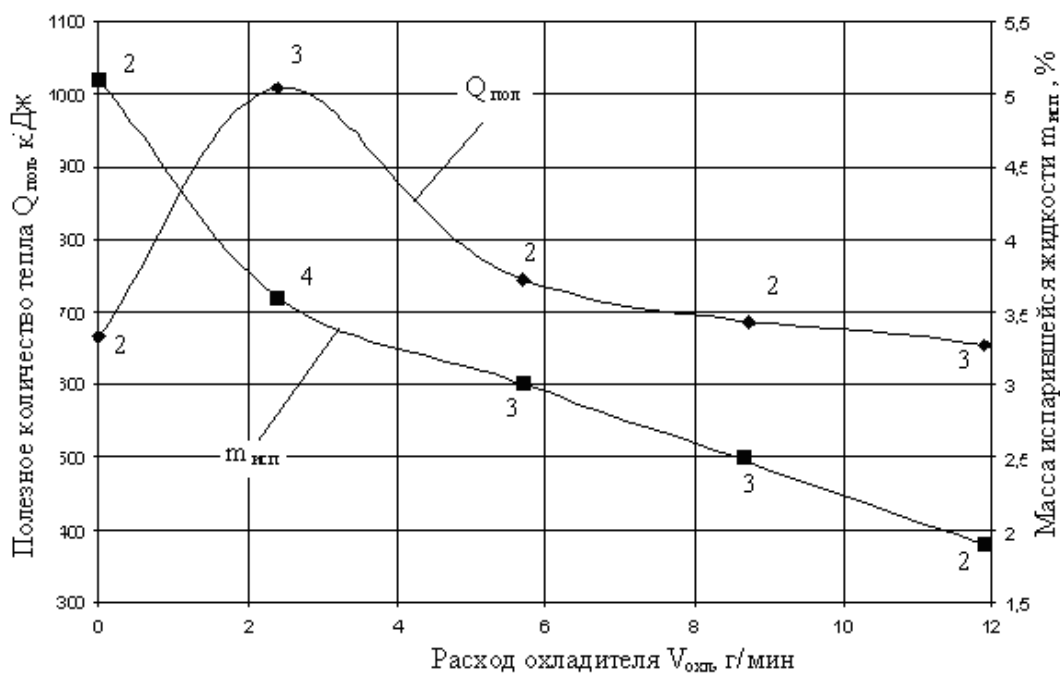


Рис. 2.1. Зависимость полезного количества тепла ($Q_{\text{пол}}$) усвоенного ванной и массы испарившейся жидкости ($m_{\text{исп}}$) от расхода охладителя ($v_{\text{охл}}$), введенного в зону воздействия факела на поверхность жидкости, полученная методом холодного моделирования (цифры у точек – количество измерений)

На базе ЭПУ с трубчатым электродом [59] изучали уровень возможного испарения железа при попадании ЖМО непосредственно в зону электрических дуг. В керамическом тигле порцию окатышей массой 160 г подогревали электрической дугой с использованием обычного (сплошного) и экспериментального (трубчатого) электродов с подачей через отверстие последнего газообразного аргона или азота. При этом фиксировалось время полного расплавления окатышей. Анализ полученных данных (табл. 2.1) свидетельствует о том, что скорость плавления окатышей, при одинаковых электрических характеристиках, имеет более высокие значения, при работе ЭПУ на трубчатом электроде с подачей аргона в дугу. Из данных таблицы также следует, что показатели угара для всех случаев плавки находятся примерно на одном уровне. Некоторое превышение угара металла при использовании трубчатого электрода с аргоном вызвано, по-видимому, создаваемой более высокой мощностью дуги на единицу поверхности порции окатышей.

При плавке окатышей в 150 т дуговой печи, в условиях вспенивания шлака, величина угара металла из зоны воздействия электрической дуги снижаются в несколько раз [10,61]. Плавка окатышей сопровождается образованием пузырьков CO и CO_2 , вследствие обезуглероживания металла углеродом окатышей [10,59] и коксика, подаваемого через ТКГ.

Эти газы, вызывающие вспенивание шлака, образуются за счет кислорода расплава, также поступающего от ТКГ. Из чего следует, что подача ЖМО в подэлектродное пространство с применением ТКГ для повышения окисленности и вспенивания шлака позволяет осуществить полное заглобление дуг в него и существенно снизить угар металла в зонах контакта дуг с ванной [10,58,61].

Табл. 2.1. Результаты обработки данных по определению угара металла при нагреве окатышей в тигле электрической дугой

Тип электрода	$P_{\text{н}}$, кВт	$\tau_{\text{пл}}$, с	Потери металла на плавку, %	Угар, г/(с·кВт)
Типовой (сплошной)	14,5	45,0	8,8	0,025
Трубчатый (экспериментальный)	16,8	37,0	10,0	0,026
Трубчатый с аргоном	18,9	29,0	12,0	0,035
Трубчатый с азотом	13,5	51,0	10,0	0,023
Среднее значение	15,9	40,5	10,2	0,027

2.3 Математическое описание распределения тепловых потоков, падающих от электрических дуг в рабочем пространстве печи

В ДСП присутствуют все три фактора [62], вызывающие интенсивное излучение дуг: 1) высокие плотности тока, при силе тока в дугах в десятки кА; 2) дуги горят в парах металлов, при этом меняется характер горения дуги, дуга превращается из газовой в парогазовую. В дугах, горящих в парах металлов, интенсивность сплошного излучения значительна и распределение излучения приближается к планковскому, свойственному черному телу; 3) при протекании переменных токов в десятки кА столб дуги испытывает значительное электромагнитное давление.

Для нахождения функции распределения в зависимости от мощности печного трансформатора, геометрических размеров печи, длины дуги, участвующих в теплообмене, была разработана математическая модель теплообмена в рабочем пространстве электродуговой печи. Так как подавляющая часть энергии выделяется дугами в виде излучения, то теплообмен в рабочем пространстве печи является теплообменом излучением.

2.3.1 Разработка модели расчета функций падающих тепловых потоков от дуг в пространство печи

При работе ДСП ванне и элементам кладки излучением от дуги передается 90 % ее мощности [63]. Примем некоторые допущения:

- 1) форма печи упрощена и принята цилиндрической;
- 2) распределение мощности по фазам симметричное;
- 3) излучаемая мощность распределена по длине дуги равномерно;
- 4) электрическая дуга расположена строго по оси электродов;
- 5) теплопередача от дуг происходит в лучепрозрачной среде, поверхности - серыми, их излучение подчиняется закону Ламберта.

Эти допущения позволяют считать дугу точечным источником излучения, расположенным на половине ее длины, поэтому тепловой поток, падающий от дуги на элементарную площадку, произвольно расположенную в пространстве, может быть выражен (рис. 2.2) следующей формулой:

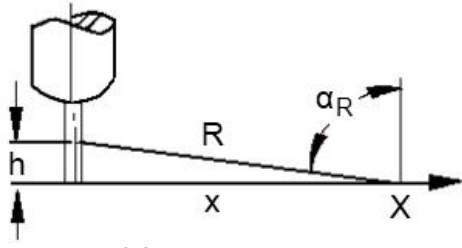


Рис. 2.2. Тепловой поток, падающий от дуги на элементарную площадку, произвольно расположенную в пространстве

$$q_x = \frac{P_d \cos \alpha_R}{4\pi R^2}, \text{ Вт/м}^2, \quad (2.12)$$

где P_d – мощность дуги, Вт; R – расстояние от источника излучения до площадки, м; α_R – угол между направлением R и нормалью к площадке.

В соответствии с рис. 2.2 можно записать:

$$q_x = \frac{P_d h}{4\pi(x^2 + h^2)^{3/2}}, \text{ Вт/м}^2, \quad (2.13)$$

где h – половина длины дуги, м; x – расстояние от середины дуги до точки X по горизонтали, м.

Поверхность зеркала ванны. Для случая трех дуг изобразим в плане поверхность зеркала ванны и обозначим точки пересечения осей электродов с поверхностью зеркала ванны A , B , C (рис. 2.3). Через центр ванны и точку D проведем ось x . Положение любой точки D на поверхности зеркала ванны определяется величиной радиуса r и углом α между осью x и r . Угол отсчитывается против часовой стрелки. Точки A , B и C являются концами радиусов «распада» электродов, расположенных под углом 120° друг к другу.

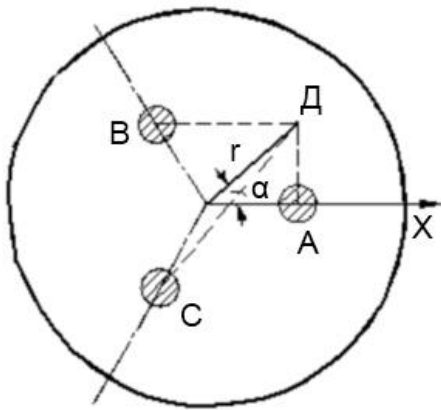


Рис. 2.3. Тепловой поток, падающий от трех дуг на поверхность зеркала ванны

Отрезки AD , BD и CD будут расстояниями x [в формуле (2.13)] от соответствующей дуги до точки D .

Обозначим: $AD = x_A$, $BD = x_B$, $CD = x_C$, $AO = BO = CO = r_p$ (радиус «распада» электродов).

Из треугольников AOD , BOC и COD определим x_A , x_B , x_C по формуле плоского треугольника:

$$\begin{aligned} (x_A)^2 &= r_p^2 + r^2 - 2 r_p r \cos \alpha; \\ (x_B)^2 &= r_p^2 + r^2 - 2 r_p r \cos (120^\circ - \alpha); \\ (x_C)^2 &= r_p^2 + r^2 - 2 r_p r \cos (240^\circ - \alpha). \end{aligned}$$

Суммарный тепловой поток, падающий от трех дуг на элементарную площадку в точке D , определяется как:

$$q_{\text{изл}} = \frac{P_{d.1} h}{4\pi(h^2 + x_A^2)^{3/2}} + \frac{P_{d.2} h}{4\pi(h^2 + x_B^2)^{3/2}} + \frac{P_{d.3} h}{4\pi(h^2 + x_C^2)^{3/2}}, \text{ Вт/м}^2.$$

Подставив в это выражение значения x_A , x_B и x_C , получим:

$$\begin{aligned} q_{\text{изл}} &= \frac{P_{d.1} h}{4\pi(h^2 + r_p^2 + r^2 - 2 r_p \cdot r \cdot \cos \alpha)^{3/2}} + \frac{P_{d.2} h}{4\pi(h^2 + r_p^2 + r^2 - 2 r_p \cdot r \cdot \cos(120^\circ - \alpha))^{3/2}} + \\ &+ \frac{P_{d.3} h}{4\pi(h^2 + r_p^2 + r^2 - 2 r_p \cdot r \cdot \cos(240^\circ - \alpha))^{3/2}} \text{ Вт/м}^2, \end{aligned} \quad (2.14)$$

где $P_{d.1}$, $P_{d.2}$ и $P_{d.3}$ – мощность дуги A , B и C , Вт; $\cos \alpha_1 = \cos \alpha$, $\cos \alpha_2 = \cos (120^\circ - \alpha)$, $\cos \alpha_3 = \cos (240^\circ - \alpha)$ – направляющий косинус для дуги A , B и C .

Сокращенно уравнение (2.14) можно записать следующим образом:

$$q_{\text{изл}} = \frac{h}{4\pi} \sum_{i=1}^3 \frac{P_{d.i}}{(h^2 + r_p^2 + r^2 - 2 r_p r \cdot \cos \alpha_i)^{3/2}}, \text{ Вт/м}^2. \quad (2.15)$$

Текущие значения радиуса r удобно выражать в долях радиуса печи на уровне зеркала ванны r_{Π} .

Выражение (2.15) в этом случае примет вид:

$$q_{\text{изл}} = \frac{h}{4\pi r_{\Pi}^3} \sum_{i=1}^3 \frac{P_{\text{д.и}}}{\left[\left(\frac{h}{r_{\Pi}} \right)^2 + K^2 + \left(\frac{r}{r_{\Pi}} \right)^2 - 2K \frac{r}{r_{\Pi}} \cdot \cos \alpha_i \right]^{3/2}}, \text{ Вт/м}^2, \quad (2.16)$$

где $K = r_p / r_{\Pi}$ – отношение радиуса «распада» электродов к радиусу печи.

При изменении отношения r/r_{Π} от 0 до 1 и угла α от 0 до 2π выражение (2.16) представляет собой функцию распределения тепловых потоков, падающих от трех дуг, по поверхности зеркала ванны.

В связи с тем, что печь симметрична относительно диаметров, проходящих через оси электродов, функция распределения будет периодической, (период $2\pi/3$). Поэтому все последующие расчеты проводим для одного полупериода (угол α изменяется от 0 до 60°)

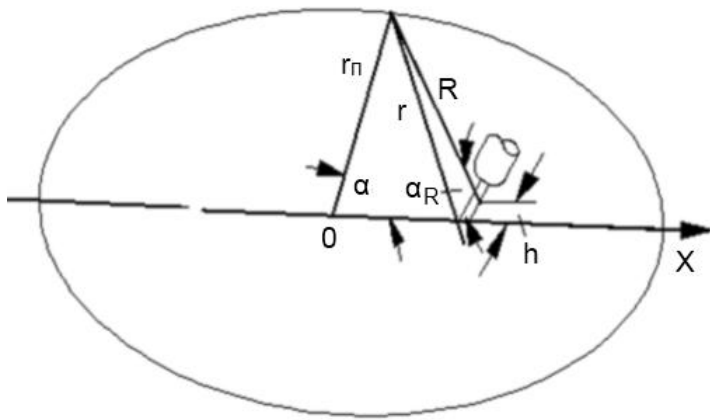


Рис. 2.4. Схема для расчета падающего на поверхность ванны тепла

Количество тепла, падающее от дуги на поверхность ванны, пропорционально величине телесного угла, вершина которого находится на половине длины дуги h и основание образовано поверхностью ванны. Так как печь симметрична этот телесный угол для всех трех дуг будет иметь одинаковую величину.

Определим величину телесного угла для одной дуги (рис. 2.4).

В сферической системе координат элементарный телесный угол выражается как:

$$\omega_b = \int_0^{2\pi} \int_0^{\alpha_{R1}} \sin \alpha_R \cdot d\alpha_R \cdot d\alpha. \quad (2.17)$$

Верхний предел интегрирования по α_R будет равен:

$$\alpha_{R1} = \arccos \frac{h}{\sqrt{h^2 + r_{\Pi}^2 + r_p^2 - 2r_{\Pi}r_p \cos \alpha}}.$$

В результате интегрирования по α_R будем иметь:

$$\omega_b = 2\pi - \int_0^{2\pi} \frac{hd\alpha}{\sqrt{h^2 + r_{\Pi}^2 + r_p^2 - 2r_{\Pi}r_p \cos \alpha}} \text{ стерадиан}. \quad (2.18)$$

Этот интеграл в элементарных функциях не выражается, поэтому значение ω определяем численно по формуле Симпсона [64].

Для этого интервал интегрирования разбиваем на четное $2m$ число частей и в точках деления находим значения $\omega_0, \omega_1, \omega_2, \dots, \omega_{2m}$ и тогда:

$$\omega = \frac{2\pi}{3 \cdot 2m} [\omega_0 + \omega_{2m} + 4(\omega_1 + \omega_3 + \omega_5 + \dots) + 2(\omega_2 + \omega_4 + \dots)]. \quad (2.19)$$

Количество тепла $Q_{\text{изл}}$, падающее от трех дуг на ванну, определяется как

$$Q_{\text{изл}} = \frac{\omega_b}{4\pi} (P_{\text{д.1}} + P_{\text{д.2}} + P_{\text{д.3}}), \text{ Вт}. \quad (2.20)$$

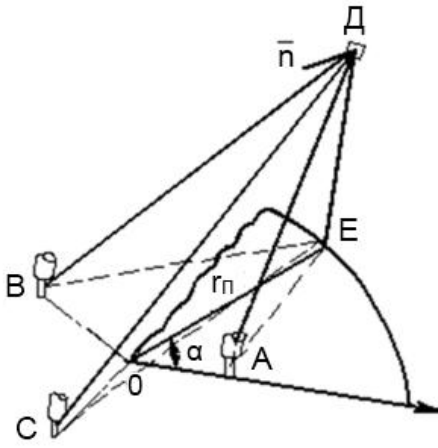


Рис. 2.5. Схема расчета падающих тепловых потоков на стену

Стена

Схема расчета тепловых потоков, падающих от дуг на стену печи, приведена на рис. 2.5 (стена вертикальные). Нормаль к площадке Д на стенке печи лежит в плоскости ДЕ, проходящей через диаметр ванны и интересующую нас точку Д.

В случае трех дуг уравнение (2.12) примет вид (для точки Д):

$$q_{\text{ст}} = \frac{0,9}{4\pi} \left(\frac{P_{\text{д.1}} \cos \beta_1 \cos \gamma_1}{R_A^2} + \frac{P_{\text{д.2}} \cos \beta_2 \cos \gamma_2}{R_B^2} + \frac{P_{\text{д.3}} \cos \beta_3 \cos \gamma_3}{R_C^2} \right) = \frac{0,9}{4\pi} \sum_{i=1}^3 \frac{P_{\text{д.и}} \cos \beta_i \cos \gamma_i}{R_i^2}, \quad (2.21)$$

где $\cos \beta_i$, $\cos \gamma_i$ – направляющие косинусы для соответствующей дуги; R_i – расстояние от соответствующей дуги до точки на поверхности стенки, м.

Из рис. 2.5 можно записать:

$$R_A^2 = (AE)^2 + (H-h)^2 = r_{\text{п}}^2 + r_p^2 - 2r_{\text{п}}r_p \cos \alpha + (H-h)^2;$$

$$R_B^2 = (BE)^2 + (H-h)^2 = r_{\text{п}}^2 + r_p^2 - 2r_{\text{п}}r_p \cos(120^\circ - \alpha) + (H-h)^2;$$

$$R_C^2 = (CE)^2 + (H-h)^2 = r_{\text{п}}^2 + r_p^2 - 2r_{\text{п}}r_p \cos(240^\circ - \alpha) + (H-h)^2,$$

где H – текущая высота стенки, м.

$$\text{Значения для } \cos \beta_i \text{ определим: } \cos \beta_i = \frac{r_{\text{п}} - r_p \cos \alpha_i}{\sqrt{r_{\text{п}}^2 + r_p^2 - 2r_{\text{п}}r_p \cos \alpha_i}} = \frac{1 - K \cos \alpha_i}{\sqrt{1 + K^2 - 2K \cos \alpha_i}}. \quad (2.22)$$

$$\text{Значения для } \cos \gamma_i \text{ определим: } \cos \gamma_i = \frac{\sqrt{1 + K^2 - 2K \cos \alpha_i}}{\sqrt{1 + K^2 - 2K \cos \alpha_i + \left(\frac{H-h}{r_{\text{п}}}\right)^2}}. \quad (2.23)$$

Подставляя найденные значения направляющих косинусов и расстояний в уравнение (2.21), получим:

$$q_{\text{ст}} = \frac{0,9}{4\pi r_{\text{п}}^2} \sum_{i=1}^3 \frac{P_{\text{д.и}} (1 - K \cos \alpha_i)}{\left[1 + K^2 - 2K \cos \alpha_i + \left(\frac{H-h}{r_{\text{п}}}\right)^2 \right]^{3/2}}. \quad (2.24)$$

При изменении H от 0 до H_1 (расстояние от поверхности ванны до пят свода) и α от 0 до 2π выражение (2.24) представляет собой функцию распределения тепловых потоков по поверхности стены, падающих от трех дуг.

При расчете тепловых потоков, падающих от дуг на стену, необходимо учитывать экранирование стенки электродом. Схема экранирования приведена на рис. 2.6.

Электрод А экранирует стенку от дуги С на участке ДЕ, т. е. этот участок будет облучаться только дугами А и В. Расчет экранирующего влияния электрода А проводим для самых тяжелых условий, т. е. собственную дугу электрод А не экранирует по всей высоте стенки. Для дуги С электрод представляет собой цилиндр диаметром d_3 (диаметр электрода) и высотой $H_1 - 2h$, где H_1 – высота стенки.

Из треугольника COE находим: $(CE)^2 = r_{\Pi}^2 + r_p^2 - 2r_{\Pi}r_p \cos(240^\circ - \alpha_1)$.

$$\text{Отсюда: } \cos(240^\circ - \alpha_1) = \frac{r_{\Pi}^2 + r_p^2 - (CE)^2}{2r_{\Pi}r_p}. \quad (2.28)$$

Из треугольника CON имеем: $CN = r_p \cos(30^\circ + \beta/2)$; $ON = r_p \sin(30^\circ + \beta/2)$, где β – угол между прямыми CD и CE.

Угол $\beta/2$ определяется из $\triangle CAN$ как: $\frac{\beta}{2} = \arcsin \frac{AN}{AC} = \arcsin \frac{r_3}{\sqrt{3} \cdot r_p}$.

И тогда: $CE = CN + NE = r_p \cos(30^\circ + \beta/2) + \sqrt{r_{\Pi}^2 - r_p^2 \sin^2(30^\circ + \beta/2)}$.

Подставляя значения CE в выражение (2.28), а также значения $\cos(240^\circ - \alpha_1)$ выражая через K путем тригонометрических преобразований, получим:

$$\cos(240^\circ - \alpha_1) = \frac{1}{2} K [1 - \cos(60^\circ + \beta)] - \sqrt{\cos^2(30^\circ + \beta/2) - \frac{K^2}{4} \sin^2(60^\circ + \beta)}; \quad (2.29)$$

Аналогично получаем для α_2 :

$$\cos(240^\circ - \alpha_2) = \frac{1}{2} K [1 - \cos(60^\circ - \beta)] - \sqrt{\cos^2(30^\circ - \beta/2) - \frac{K^2}{4} \sin^2(60^\circ - \beta)}. \quad (2.30)$$

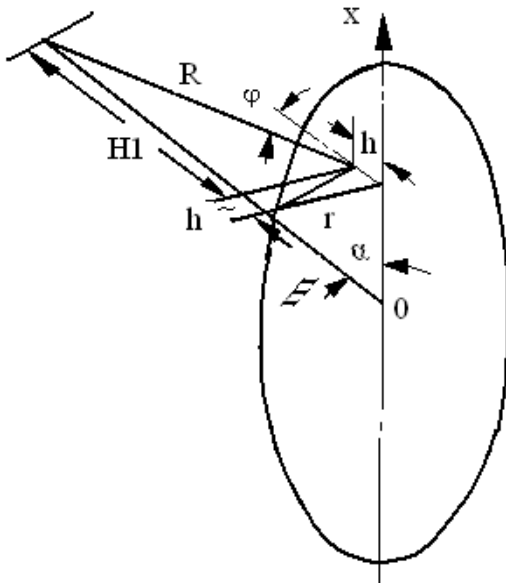
Ширина зоны экранирования, ($\Delta\alpha = \alpha_2 - \alpha_1$, град.) определяется при одном и том же диаметре электродов величиной диаметра «распада», с увеличением которого ширина зоны экранирования уменьшается.

Влияние формы конца электродов исследовать нет смысла, так как выше h_3 при любой форме конца электродов тепловые нагрузки на стену будет меньше.

Площадь зоны экранирования определяется следующим образом:

$$F_3 = \frac{2\pi \cdot r_{\Pi} \Delta\alpha}{360} (H_1 - h_3). \quad (2.31)$$

Ширина зоны экранирования при заданных r_p и r_3 не зависит от высоты стены. Количество тепла, падающего от дуги на стену, пропорционально телесному углу, вершина которого находится на половине длины дуги и основанием является поверхность стены. Для расчета величины телесного угла (одинаковой для всех дуг) воспользуемся рис. 2.8.



По аналогии с (2.17) имеем:

$$\begin{aligned} \omega_{ст} = & \int_0^{2\pi} \int_{\alpha_{R1}}^{\frac{\pi}{2}} \sin \alpha_R d\alpha_R d\alpha + \\ & + \int_0^{2\pi} \int_{\alpha_{R2}}^{\frac{\pi}{2}} \sin \alpha_R d\alpha_R d\alpha - \\ & - 2 \int_{\alpha_1}^{\alpha_2} \int_{\alpha_{R2}}^{\alpha_{R3}} \sin \alpha_R d\alpha_R d\alpha \end{aligned} \quad (2.32)$$

где последний интеграл учитывает экранирование дуги двумя электродами.

В результате интегрирования по α_R будем иметь:

Рис. 2.8. Схема для расчета падающего тепла на стену

высотой $H_1 - 2h$. Как и в случае стены, свод в зоне экранирования будет облучаться только дугами А и В. зона экранирования имеет вид криволинейной трапеции $mDEn$, поэтому при расчете средних по радиусу тепловых потоков излучение дуги С в пределах от α_1 до α_2 за окружностью электрода не учитывается (см. рис. 2.6).

Средний тепловой поток, падающий на поверхность свода, определяется по правилу нахождения средней величины:

Все выше выведенные соотношения справедливы для электродуговой печи любой емкости, так как в уравнения входят безразмерные независимые $\left(\frac{r}{r_{\Pi}}, \frac{h}{r_{\Pi}}, \frac{H_1 - h}{r_{\Pi}}\right)$ и т. д.

В случае, когда дуга экранируется шлаком тогда для расчета облучения стены и поверхности шлака берется половина длины открытой части дуги $l_{от}/2$ (вместо h) и мощность открытой части дуг:

$$P_{д.от} = P_{д.от} / L_{д} \cdot \quad (2.35)$$

2.3.2 Результаты расчета теплообмена излучением в рабочем пространстве дуговой печи

Расчет уравнений (2.16) и (2.34) в области $0 \leq r/r_{\Pi} \leq 1$, $0 \leq \alpha \leq 2\pi$, а (2.24) в $0 \leq \alpha \leq 2\pi$ и $0 \leq H \leq H_1$ дает распределение подающих тепловых потоков по поверхностям рабочего пространства печи. Используя (2.18)-(2.20), (2.29), (2.30), (2.33) возможно определить распределение энергии дуг между различными поверхностями. Для расчета используем электронные таблицы MS Excel. По результатам расчетов построены графики распределения падающих тепловых потоков (рис. 2.10-2.12).

Таблица 2.2. Характеристики электропечи для расчета

Номинальная мощность печного трансформатора, МВ·А	105
Вместимость печи, т	150
Диаметр корпуса печи, мм	7800
Диаметр электродов, мм	610
Мощность дуг, МВт	75,11
Длина дуги, мм	250
Высота корпуса печи от порога рабочего окна, мм	2400
Высота порога рабочего окна над рабочей площадкой, мм	700
Диаметр распада электродов, мм	1300

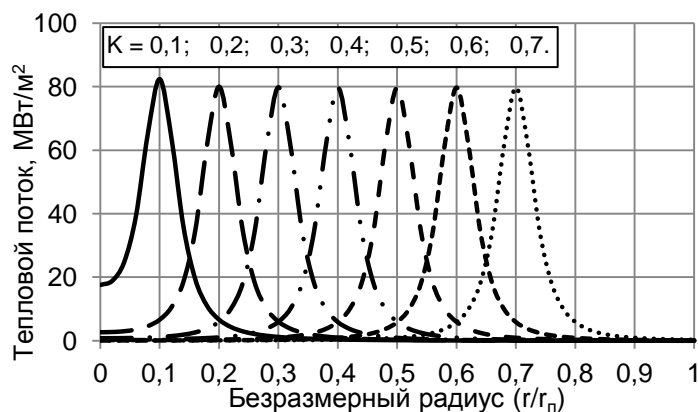


Рис. 2.10. Распределение падающих тепловых потоков по радиусу ванны при $\alpha = 0$

Из данных рис. 2.11 следует, что максимальный тепловой поток на шлак сверху приходится на края мениска, при этом увеличение степени экранирования, приводит к его значительному снижению. Увеличение степени экранирования с 50% до 75% уменьшает поток на шлак более чем в 2 раза.

В тоже время (рис. 2.12) показано, что увеличение степени экранирования дуг шлаком значительно уменьшает потоки на стену и свод.

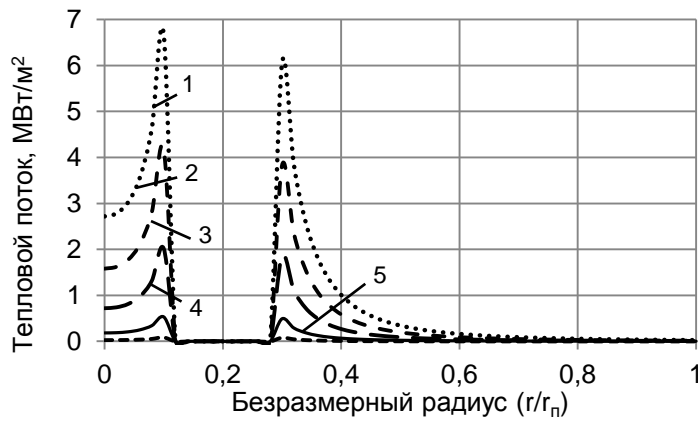


Рис. 2.11. Распределение падающих тепловых потоков на шлак по радиусу ванны при $\alpha = 0$ и $K = 0,2$. (за вычетом потоков под электродом) при различных степенях экранирования (0; 25; 50; 75; 90%)

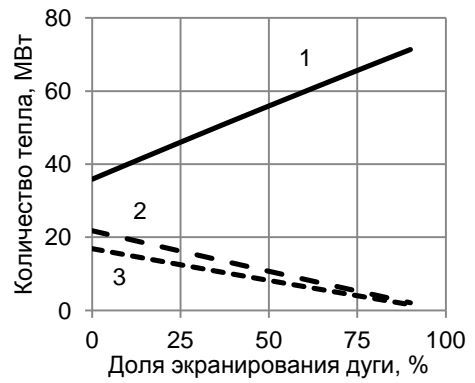


Рис. 2.12. Характер распределение тепла по элементам печи (при различном экранировании дуги): 1 – поверхность ванны; 2 – стены; 3 – свода

При этом тепло получаемое ванной растет в основном за счет шлаковой поверхности мениска. Это приводит к увеличению перегрева шлака и соответственно теплового потока от него к металлу. При полном экранировании дуги излучение сконцентрировано в малом объеме и распределено по поверхности мениска, что может привести к испарению металла и шлака при избытке полученной энергии.

Так как из рис. 1.10 длина дуги соизмерима размерам мениска, то при расчете тепловых потоков ее нельзя рассматривать как точечный источник излучения.

2.3.3 Математическое описание цилиндрического источника излучения

Электрическую дугу можно отнести к цилиндрическим источникам излучения. Для расчета плотностей тепловых потоков излучения дуги по поверхности мениска воспользуемся уравнениями локальных угловых коэффициентов излучения цилиндрического источника на элементарную площадку из работы [17].

Рассмотрим излучение на поверхность элементарной площадки k , расположенной между нормальными n_3 и n_4 , проходящими через центр верхней и нижней окружностей основания линейного источника (рис. 2.13).

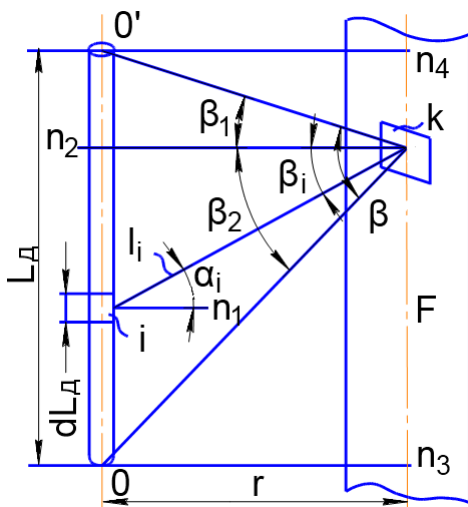


Рис. 2.13. Геометрические построения для определения локальных угловых коэффициентов излучения линейного источника на элементарную площадку при их нахождении во взаимопараллельных плоскостях

Элементарная площадка лежит на плоскости F , параллельной оси цилиндрического источника излучения высотой L_d . На источнике выделен элемент dL_d (цилиндр бесконечно малого диаметра и высоты). Тепловой поток излучения элементарного цилиндра на поверхность элементарной площадки dq_{ik} определяется по выражению:

$$dq_{ik} = 0,9P_d \frac{\cos \alpha_i \cos \beta_i dL_d}{\pi^2 l_i^2 L_d}, \text{ Вт/м}^2,$$

где α_i — угол между нормалью n_1 к оси элементарного цилиндра и направлением излучения, град; β_i — угол между нормалью n_2 к центру элементарной площадки и направлением излучения, град;

l_i – расстояние от элементарного цилиндра до элементарной площадки, м.

После интегрирования (2.36) выражение для определения теплового потока излучения цилиндрического источника излучения (дуги) на элементарную площадку имеет вид:

$$q_{Lk} = \frac{0,9P_d}{2\pi^2 r L_d} [\beta + \sin\beta \cos(\beta_1 - \beta_2)], \text{ Вт/м}^2, \quad (2.37)$$

где r – минимальное расстояние от центра элементарной площадки до оси цилиндра, м; β – угол, в пределах которого дуга излучает на элементарную площадку, град.

В случае если элементарная площадка расположена за пределами проекции линейного источника излучения на плоскость F (рис. 2.14), принимают что центр элементарной площадки расположен на расстоянии h от плоскости, которая проходит через основание линейного источника излучения, причем $h > L_d$.

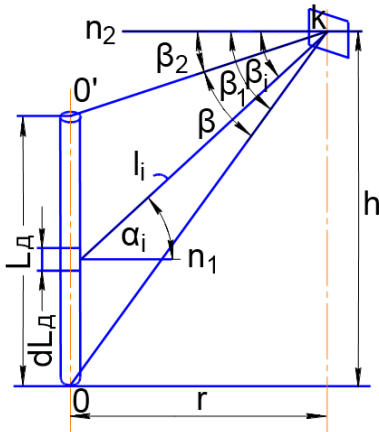


Рис. 2.14. Геометрические построения для определения локальных угловых коэффициентов излучения линейного источника при нахождении элементарной площадки на вертикальной плоскости на произвольной высоте

После интегрирования (2.36) в данном случае получим следующее выражение для определения теплового потока излучения дуги:

$$q_{Lk} = \frac{0,9P_d}{2\pi^2 r L_d} [\beta + \sin\beta \cos(\beta_1 + \beta_2)], \text{ Вт/м}^2. \quad (2.38)$$

Рассмотрим взаимоперпендикулярное расположении плоскостей, в которых расположены линейный источник излучения и элементарная площадка, когда плоскость, на которой расположена площадка, проходит через основание источника (рис. 2.15).

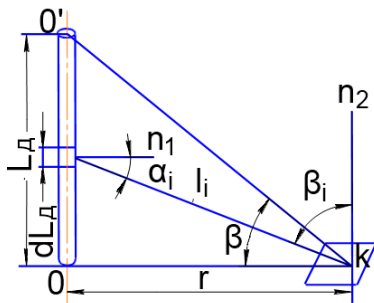


Рис. 2.15. Геометрические построения для определения локальных угловых коэффициентов излучения линейного источника на элементарную площадку при их нахождении во взаимопараллельных плоскостях

После интегрирования (2.36) в данном случае получим следующее выражение для определения теплового потока излучения дуги:

$$q_{Lk} = \frac{P_d}{2\pi^2 r L_d} \sin^2 \beta. \quad (2.39)$$

2.4 Моделирование теплового состояния ванны ДСП

Распределение температуры в ванне ДСП представляет собой трехмерную задачу внутреннего теплообмена. Численные методы решения таких задач подробно разработаны [65]. Наиболее часто для этого применяют различные модификации метода конечных разностей.

Основная идея метода конечных разностей (метода сеток) заключается в замене непрерывной области изменения пространственной переменной $0 \leq y \leq \delta$ на конечную совокупность дискретно расположенных узловых точек $y_1, y_2, \dots, y_n, y_{n+1}$. При равномерном расположении на отрезке $[0, \delta]$, координаты точек равны $y_i = (i-1)\Delta y$ при $i = 1, \dots, n+1$, где $\Delta y = \delta/n$ – расстояние между соседними точками (шаг координаты). Так как при программировании значения температур представляют в виде массива, а нумерация массива начинается с 1, то при $y=0$, $i=1$. Аналогичным образом, вместо непрерывного изменения температурного поля во времени рассматриваются значения температур в фиксированные моменты времени $\tau_k = k\Delta t$, $k = 1, 2, \dots$, где Δt – интервал между двумя последовательными моментами времени (шаг по времени).

2.4.1 Постановка задачи моделирования теплового состояния ванны ДСП

Рассмотрим постановку внутренней задачи теплообмена, для случая подачи окатышей в ванну ДСП.

При этом учитываем тепло затрачиваемое на нагрев и плавление окатышей.

При построении математической модели принимаем ряд допущений и ограничений:

1. ДСП имеет 3 электрода равномерно расположенных по окружности с радиусом r_p . Мощность на фазах ДСП симметрична: $P_{д.1} = P_{д.2} = P_{д.3}$;
2. ванна ДСП представляет собой усечённый, направленный вниз, конус с углом в 45° , высотой $H_{ван} = H_{шл} + H_{ме}$. На поверхности ванны под электродами, дуги образуют мениски, представляющие собой шаровые сегменты с максимальной высотой заглибления дуги в металл $h_{мен}$ (1.27) рис. 2.16;

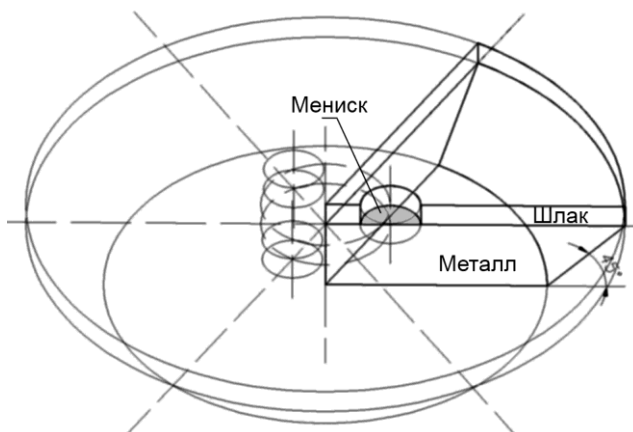


Рис. 2.16. Ванна дуговой печи (выделена расчетная область)

3. теплофизические свойства металла и шлака характеризуются средними показателями постоянными во всей расчетной области и не зависят от температуры;

4. тепло распространяется за счет теплопроводности, влияние вынужденной и свободной конвекции учитываем, используя коэффициенты эффективной теплопроводности;

5. тепло затрачиваемое на нагрев, плавление и реакции восстановления оксидов железа окатышей учитываем с помощью внутренних стоков;

6. поверхности металла и шлака менисков нагреты до соответствующих температур испарения;

7. потери ванны через футеровку (поток тепла от внешних границ ванны в окружающую среду) определяются коэффициентами теплопередачи.

По первому и второму допущению печь и распределение тепловых потоков дуг являются

симметричными относительно диаметров, проходящих через оси электродов. Из этого следует, что распределение температур, также симметрично и его функция будет периодической, (период $2\pi/3$). Поэтому все расчеты проводим для одного полупериода (угол α изменяется от 0 до 60°) т.е. 1/6 часть окружности ванны.

Особенность математического описания распределения тепла в ванне в данном случае заключается в том, что искомое температурное поле удовлетворяет трехмерному уравнению теплопроводности в цилиндрических координатах:

$$c\rho \frac{\partial T}{\partial \tau} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r\lambda \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \lambda \frac{\partial^2 T}{\partial h^2} + \lambda \frac{\partial^2 T}{\partial a^2} + q_v, \quad (2.40)$$

в области $0 < r < r_{\text{ван}}(h)$; $0 < \alpha < 60^\circ$; $0 < h < h_{\text{ван}}$,

где $r_{\text{ван}}(h)$ – функция, описывающая положение внешней границы ванны; λ – коэффициент теплопроводности, Вт/(м·К); c – удельная теплоемкость расплава элементарной ячейки, Дж/(кг·К); ρ – плотность расплава элементарной ячейки, кг/м³, q_v – внутренние источники или стоки (плавление окатышей) тепла, Вт/м³.

В качестве начальных условий указываем исходное распределение температур в ванне. Считаем, что в начальный момент времени ванна является равномерно прогретой:

$$t(r, \alpha, h, 0) = t_0, \quad 0 \leq r \leq r_{\text{ван}}(h), \quad 0 \leq h \leq h_{\text{ван}}, \quad 0 \leq \alpha \leq 60^\circ, \quad r_{\text{ван}} = r_{\text{пов.ван}} + h - h_{\text{ван}}. \quad (2.41)$$

t_0 – начальная температура расплава, $^\circ\text{C}$; $r_{\text{пов.ван}}$ – радиус поверхности ванны, м;

Граничные условия при $r = 0$, $\alpha = 0^\circ$ и $\alpha = 60^\circ$ являются следствием симметрии температурного поля:

$$\frac{\partial T(0, \alpha, h, \tau)}{\partial r} = 0; \quad (2.42)$$

$$\frac{\partial T(r, 0^\circ, h, \tau)}{\partial \tau} = 0; \quad (2.43)$$

$$\frac{\partial T(r, 60^\circ, h, \tau)}{\partial \tau} = 0. \quad (2.44)$$

Линейное граничное условие третьего рода на внешней поверхности ванны (при $r = r_{\text{ван}}(h)$), при постоянной температуре окружающей среды, имеет вид:

$$\lambda \frac{\partial T(r_{\text{ван}}(h), \alpha, h, \tau)}{\partial r} = k_{\text{ст}} (t_{\text{ос}} - t(r_{\text{ван}}(h), \alpha, h, \tau)). \quad (2.45)$$

Линейное граничное условие третьего рода на нижней поверхности ванны (при $h = 0$), при постоянной температуре окружающей среды, имеет вид:

$$\lambda \frac{\partial T(r, \alpha, h(r), \tau)}{\partial h} = k_{\text{под}} (t_{\text{ос}} - t(r, \alpha, h(r), \tau)), \quad (2.46)$$

где $k_{\text{под}} = \lambda_{\text{фут}} / \delta_{\text{фут}}$, $k_{\text{ст}} = \frac{1}{\lambda_{\text{фут}} / r_{\text{ван}}(h) \ln \left(\frac{r_{\text{ван}}(h) + \delta_{\text{фут}}}{r_{\text{ван}}(h)} \right)}$ – коэффициенты теплопередачи, через под и стену ванны, Вт/м²; $\lambda_{\text{фут}}$ – коэффициент теплопроводности футеровки, Вт/(м·К); $\delta_{\text{фут}}$ – толщина футеровки, м.

Граничное условие первого рода на поверхностях менисков имеет вид:

$$T(r_m, \alpha_m, h_m, \tau) = t_{\text{пар}}. \quad (2.47)$$

Граничное условие второго рода на поверхности шлака имеет вид:

$$\lambda \frac{\partial T(r, \alpha, h_{\text{пов.ван}}, \tau)}{\partial r} = q_{\text{изл}}(r, \alpha, \tau), \quad (2.48)$$

где $q_{\text{изл}}(r, \alpha, \tau)$ – тепловой поток излучения от электрических дуг на поверхность шлака (определяется по выражению (2.16) с учетом (2.35)).

Тепловой поток на поверхность менисков определяем по выражениям (2.37)–(2.39).

2.4.2 Построение математической модели температурных полей в ванне ДСП

Уравнение (2.40) с краевыми условиями (2.41)-(2.48) выражает математическую постановку линейной трехмерной задачи теплопроводности, и ее точное решение может быть найдено аналитически, путем перемножения представленных в безразмерном виде решений соответствующих одномерных задач.

Заменим непрерывную область изменения пространственной переменной $0 \leq r \leq r_{\text{ван}}(h)$; $0 \leq \alpha \leq 60^\circ$; $0 \leq h \leq h_{\text{ван}}$ конечной совокупностью дискретно расположенных узловых точек, имеющих координаты:

$r_i = (i-1)\Delta r$ ($i=1, \dots, n_R(j)+1$), $\alpha_a = (a-1)\Delta \alpha$ ($a=1, \dots, n_A+1$) и $h_j = (j-1)\Delta h$ ($j=1, \dots, n_H+1$), где $\Delta r = r_{\text{пов. ван}} / n_R$, $\Delta \alpha = \alpha / n_A$ и $\Delta h = h_{\text{ван}} / n_H$ – значения шагов по координате r , α и h ; n – число разбиения отрезков $[0, r_{\text{пов. ван}}]$, $[0, \alpha]$ и $[0, h_{\text{ван}}]$ на элементарные интервалы.

Сведем трехмерную разностную схему к совокупности одномерных разностных схем. Для этого используем способ расщепления трехмерной задачи по каждому из координатных направлений. При этом расчет, на каждом шаге по времени, проводится в три этапа: на первом этапе находятся первые промежуточные, вспомогательные значения $t'_{i,a,j}^k$, получаемые при заданном исходном распределении температур $t_{i,a,j}^k$ и учете теплопереноса только вдоль оси h ; на втором этапе находятся вторые промежуточные, вспомогательные значения $t''_{i,a,j}^k$, получаемые при рассмотрении в качестве исходных первых промежуточных значений $t'_{i,a,j}^k$ и учете теплопереноса вдоль оси α ; на третьем этапе вторые промежуточные значения $t''_{i,a,j}^k$ рассматриваются в качестве исходных, и производится учет теплопереноса вдоль оси r .

Для построения разностных схем, аппроксимирующих задачи теплопроводности, приняли метод балансов, причем исходим непосредственно из законов сохранения энергии и переноса тепла, примененных к дискретному температурному полю. При этом используем неявную четырехточечную разностную схему как, безусловно устойчивую и как менее громоздкую в сравнении с шеститочечной схемой.

На первом этапе необходимо для каждого i ($i=1, \dots, n_R(j)+1$) и a ($a=1, \dots, n_A+1$) решить следующую систему уравнений,

$$c_p \frac{\partial T}{\partial \tau} = \lambda \frac{\partial^2 T}{\partial h^2} + q_v, \quad 0 < h < h_{\text{ван}}, \quad (2.49)$$

с начальными (2.41) и граничными (2.45)-(2.48) условиями.

Рассмотрим элементарный слой $h_{j-1/2} < h < h_{j+1/2}$ толщиной Δh , соответствующий некоторому j -му узлу (на рис. 2.17 этот слой заштрихован), и запишем для него уравнение теплового баланса при переходе от k -го к $k+1$ -му моменту времени:

$$\left(t_{i,a,j}^{k+1} - t_{i,a,j}^k \right) \left(c_{i,a,j}^+ \rho_{i,a,j}^+ \frac{\Delta h}{2} F_{(i,a)} + c_{i,a,j}^- \rho_{i,a,j}^- \frac{\Delta h}{2} F_{(i,a)} \right) = \left(q_{j-1/2} F_{(i,a)} + q_{j+1/2} F_{(i,a)} + q_{(i,a,j)} \Delta h F_{(i,a)} \right) \Delta \tau, \quad j=2, \dots, n_H, \quad (2.50)$$

где $q_{j-1/2}$, $q_{j+1/2}$ – тепловой поток входящий в j -й элементарный слой со стороны соседнего нижнего и верхнего узла соответственно, Вт; $F_{(i,a)}$ – площадь поверхности j -го элементарного слоя, м^2 ; $c_{i,a,j}^-$, $\rho_{i,a,j}^-$, $\lambda_{i,a,j}^-$ и $c_{i,a,j}^+$, $\rho_{i,a,j}^+$, $\lambda_{i,a,j}^+$ – теплофизические свойства нижней (-) и верхней (+) частей j -го элементарного слоя; $t_{i,a,j}^k$ – температура в узле i,a,j в k -й момент времени, $^\circ\text{C}$; $\Delta \tau$ – шаг по времени, с.

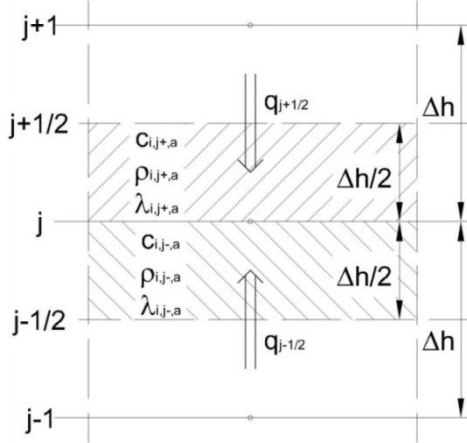


Рис. 2.17 Схема для составления теплового баланса j-го элементарного слоя ванны

Правая часть уравнения (2.50) выражает количество тепла полученного j-м элементарным слоем (узлом) в течение интервала времени $\Delta\tau$. Левая часть выражает изменение энтальпии элементарного слоя при изменении его температуры от $t_{i,a,j}^k$ до $t_{i,a,j}^{k+1}$.

Для получения замкнутой системы разностных уравнений, относительно сеточных значений температур, связываем плотности тепловых потоков с температурами в соответствующих узловых точках. Для этого используем дискретный аналог закона Фурье. Так как, используем неявную четырехточечную разностную схему, то температуры берем в последующий, k+1-й момент времени:

$$q_{j-1/2} = \frac{\lambda_{i,a,j}^-}{\Delta h} (t_{i,a,j-1}^{k+1} - t_{i,a,j}^{k+1}), \quad q_{j+1/2} = \frac{\lambda_{i,a,j}^+}{\Delta h} (t_{i,a,j+1}^{k+1} - t_{i,a,j}^{k+1}). \quad (2.51)$$

Подставим (2.51) в уравнение (2.50) для внутренних узлов и получим систему алгебраических уравнений, разностный аналог дифференциального уравнения теплопроводности (2.49):

$$\begin{aligned} \frac{t_{i,a,j}^{k+1} - t_{i,a,j}^k}{\Delta\tau} \left(c_{i,a,j}^+ \rho_{i,a,j}^+ \frac{\Delta h}{2} F_{(i,a)} + c_{i,a,j}^- \rho_{i,a,j}^- \frac{\Delta h}{2} F_{(i,a)} \right) = \\ = \frac{\lambda_{i,a,j}^-}{\Delta h} (t_{i,a,j-1}^{k+1} - t_{i,a,j}^{k+1}) F_{(i,a)} + \frac{\lambda_{i,a,j}^+}{\Delta h} (t_{i,a,j+1}^{k+1} - t_{i,a,j}^{k+1}) F_{(i,a)} + q_{(i,a,j)} \Delta h F_{(i,a)} \end{aligned} \quad , \quad j = 2, \dots, n_H; \quad (2.52)$$

Разностное уравнение для нижнего граничного узла (j=1), соответствующее граничному условию пода ванны (2.46), получим, записав уравнение теплового баланса для элементарного слоя толщиной $\Delta h/2$ (рис. 2.18):

$$\frac{t_{i,a,1}^{k+1} - t_{i,a,1}^k}{\Delta\tau} c_{i,a,1} \rho_{i,a,1} \frac{\Delta h}{2} F_{(i,a)} = \frac{\lambda_{i,a,1}}{\Delta h} (t_{i,a,2}^{k+1} - t_{i,a,1}^{k+1}) F_{(i,a)} + k_{\text{под}} (t_{\text{ос}} - t_{i,a,1}^{k+1}) F_{(i,a)}, \quad (2.53)$$

Для верхнего граничного узла (j=n_H+1), запишем разностные уравнения соответствующие граничным условиям на поверхности ванны. Для мениска из (2.47):

$$t_{i,a,n_H+1}^{k+1} = t_{\text{пар}}. \quad (2.54)$$

Для того чтобы получить разностный аналог граничного условия (2.48), запишем уравнение теплового баланса для граничного узла, соответствующего (n_H+1) элементарному слою:

- в случае $t_{i,a,n_H+1}^{k+1} < t_{\text{пар}}$ из (рис. 2.19):

$$\begin{aligned} \frac{t_{i,a,n_H+1}^{k+1} - t_{i,a,n_H+1}^k}{\Delta\tau} c_{i,a,n_H+1}^- \rho_{i,a,n_H+1}^- \frac{\Delta h}{2} F_{(i,a)} = \\ = \frac{\lambda_{i,a,n_H+1}^-}{\Delta h} (t_{i,a,n_H}^{k+1} - t_{i,a,n_H+1}^{k+1}) F_{(i,a)} + q_{\text{изл},i,a} F_{(i,a)} + q_{(i,a,j)} \frac{\Delta h}{2} F_{(i,a)} \end{aligned} \quad ; \quad (2.55)$$

Последнее слагаемое соответствует тепловому потоку излучением от дуги, падающему на n_H+1 элементарный слой (на рис. 2.19 заштрихован).

- в случае $t_{i,a,n_H+1}^{k+1} \geq t_{\text{пар}}$: $t_{i,a,n_H+1}^{k+1} = t_{\text{пар}}$. (2.56)

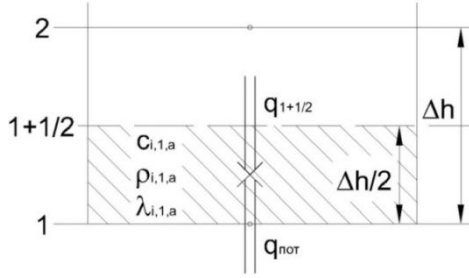


Рис. 2.18. Схема для составления теплового баланса пода ванны

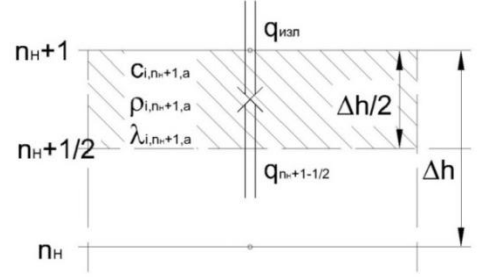


Рис. 2.19. Схема для составления теплового баланса поверхностного слоя расплава ванны

Перепишем систему разностных уравнений (2.52)-(2.56) в более компактной форме, введя, коэффициент температуропроводности, $a = \lambda / (c\rho)$; безразмерную температуру, $\theta = (t - t_0) / (t_{пл} - t_0)$; безразмерную координату, $H = h / h_{ван}$; безразмерное время (Фурье), $Fo_H = a\tau / h_{ван}^2$; безразмерные критерии $K_\lambda = \lambda' / \lambda$, $K_{cp} = c'\rho' / (c\rho)$, $K_{tf} = \Delta H h_{ван} k_{под} / \lambda$, $K_{rad}_{i,a} = \frac{q_{изп,i,a} \Delta H h_{ван}}{\lambda(t_{пар} - t_{пл})}$ и $K_{v,i,a,j} = \frac{q_{(i,a,j)} \Delta H^2 h_{ван}^2}{\lambda(t_{пар} - t_{пл})}$. Получим:

$$\frac{\theta_{i,a,j}^{k+1} - \theta_{i,a,j}^k}{\Delta Fo_H} (K_{cp,i,a,j}^+ + K_{cp,i,a,j}^-) \frac{\Delta H^2}{2} = K_{\lambda,i,a,j}^- (\theta_{i,a,j-1}^{k+1} - \theta_{i,a,j}^{k+1}) + K_{\lambda,i,a,j}^+ (\theta_{i,a,j+1}^{k+1} - \theta_{i,a,j}^{k+1}) + K_{v,i,a,j}, \quad (2.57)$$

$$\frac{\theta_{i,a,1}^{k+1} - \theta_{i,a,1}^k}{\Delta Fo_H} K_{cp,i,a,1} \frac{\Delta H^2}{2} = K_{\lambda,i,a,1} (\theta_{i,a,2}^{k+1} - \theta_{i,a,1}^{k+1}) + K_{tf} (\theta_{oc} - \theta_{i,a,1}^{k+1}), \quad (2.58)$$

$$\theta_{i,a,n_H+1}^{k+1} = \theta_{пар}, \quad (2.59)$$

$$\frac{\theta_{i,a,n_H+1}^{k+1} - \theta_{i,a,n_H+1}^k}{\Delta Fo_H} K_{cp,i,a,n_H+1}^- \frac{\Delta H^2}{2} = K_{\lambda,i,a,n_H+1}^- (\theta_{i,a,n_H}^{k+1} - \theta_{i,a,n_H+1}^{k+1}) + K_{rad}_{i,a} + \frac{K_{v,i,a,n_H+1}}{2}, \quad (2.60)$$

$$\theta_{i,a,n_H+1}^{k+1} = \theta_{пар}. \quad (2.61)$$

Для решения данной системы наиболее эффективный является метод прогонки [65].

Сущность метода заключается в представлении решения системы разностных уравнений (2.57)-(2.61) в виде: $\theta_{i,a,j}^{k+1} = \alpha_{H,j} \theta_{i,a,j+1}^{k+1} + \beta_{H,j}$, (2.62)

где $\alpha_{H,j}$ и $\beta_{H,j}$ – некоторые вспомогательные коэффициенты.

Прогоночные коэффициенты $\alpha_{H,1}$ и $\beta_{H,1}$ соответствующие нижнему граничному узлу, находим из (2.58), представив его в форме (2.62). С учетом того, что $K_{\lambda,i,a,1} = K_{cp,i,a,1} = 1$:

$$\alpha_{H,1} = \frac{\frac{2}{\Delta H^2} \Delta Fo_H}{1 + (1 + K_{tf}) \frac{2}{\Delta H^2} \Delta Fo_H}; \quad \beta_{H,1} = \frac{\theta_{i,a,1}^k + K_{tf} \theta_{oc} \frac{2}{\Delta H^2} \Delta Fo_H}{1 + (1 + K_{tf}) \frac{2}{\Delta H^2} \Delta Fo_H}, \quad (2.63)$$

Для нахождения остальных коэффициентов $\alpha_{H,j}$ и $\beta_{H,j}$ приведем уравнение (2.57) к виду (2.62), заменив в нем $\theta_{i,a,j-1}^{k+1}$ на $\alpha_{H,j-1} \theta_{i,a,j}^{k+1} + \beta_{H,j-1}$, получим:

$$\alpha_{H,i} = \frac{\frac{2K_{\lambda,i,a,j}^+}{(K_{cp,i,a,j}^+ + K_{cp,i,a,j}^-) \Delta H^2} \Delta Fo_H}{1 + \frac{2(K_{\lambda,i,a,j}^+ + K_{\lambda,i,a,j}^- (1 - \alpha_{H,j-1})) \Delta Fo_H}{(K_{cp,i,a,j}^+ + K_{cp,i,a,j}^-) \Delta H^2}}; \quad \beta_{H,i} = \frac{\theta_{i,a,j}^k + \frac{2(K_{\lambda,i,a,j}^- \beta_{H,j-1} + K_{v,i,a,j}) \Delta Fo_H}{(K_{cp,i,a,j}^+ + K_{cp,i,a,j}^-) \Delta H^2}}{1 + \frac{2(K_{\lambda,i,a,j}^+ + K_{\lambda,i,a,j}^- (1 - \alpha_{H,j-1})) \Delta Fo_H}{(K_{cp,i,a,j}^+ + K_{cp,i,a,j}^-) \Delta H^2}}. \quad (2.64)$$

Температура в верхнем граничном узле для мениска находится из (2.59), для остальной поверхности из (2.60), заменив в нем θ_{i,a,n_H}^{k+1} на $\alpha_{H,n_H} \theta_{i,a,n_H+1}^{k+1} + \beta_{H,n_H}$:

$$\theta_{i,a,n_H+1}^{k+1} = \frac{\theta_{i,a,n_H+1}^k + \frac{2(K_{\lambda,i,a,n_H+1}^- \beta_{H,n_H} + K_{\text{rad},i,a} + K_{v,i,a,n_H+1}/2) \Delta F_{O_H}}{K_{\text{cp},i,a,n_H+1}^-} \frac{\Delta F_{O_H}}{\Delta H^2}}{1 + \frac{2K_{\lambda,i,a,n_H+1}^- (1 - \alpha_{H,n_H}) \Delta F_{O_H}}{K_{\text{cp},i,a,n_H+1}^-} \frac{\Delta F_{O_H}}{\Delta H^2}}. \quad (2.65)$$

В случае, когда расчет по (2.65) дает результат $\theta_{i,a,n_H+1}^{k+1} > \theta_{\text{пар}}$, используем (2.61).

Для металла находим количество испарившегося расплава, для чего распишем тепловые потоки для поверхности мениска.

Излучением на поверхность мениска поступает: $Q_{\text{изл}} = \sum q_{\text{изл}}(r, \alpha, \tau) F_{(i,a)}$, где;
 $F_{(i,a)} = \pi \left((R_i + \Delta r/2)^2 - (R_i - \Delta r/2)^2 \right) \frac{\alpha}{360}$ – площадь поверхности ячейки мениска, шлака или пода.

Тепло переданное вглубь металла (усвоенное):

$$Q_{\text{усв}} = \sum \frac{\lambda_{i,a,n_H+1}^-}{\Delta h} (t_{i,a,n_H}^{k+1} - t_{\text{пар}}) F_{(i,a)}. \quad (2.66)$$

При подаче окатышей через трубчатые электроды необходимо учитывать тепло затраченное на плавление окатышей в поверхностном слое (охлаждающее действие):

$Q_{\text{охл}} = \sum q_{\text{ок}(i,a,n_H+1)} \frac{\Delta h}{2} F_{(i,a)}$, где $q_{\text{ок}(i,a,n_H+1)}$ – удельный тепловой поток на плавление окатышей, Вт/м³. (2.67)

Остальное тепло от дуг идет на испарение железа.

Тогда тепловой баланс для поверхности элементарной ячейки мениска:

$$\frac{c_1 (t_{\text{пар}} - t_{\text{пл}}) + L_{\text{пар},1}}{\Delta \tau} \Delta m_{\text{угар},i,a} = \frac{\lambda_{i,a,n_H+1}^-}{\Delta h} (t_{i,a,n_H}^{k+1} - t_{\text{пар}}) F_{(i,a)} + q_{\text{изл},i,a} F_{(i,a)} - q_{(i,a,n_H+1)} \frac{\Delta h}{2} F_{(i,a)}. \quad (2.68)$$

$$\text{После преобразований: } \Delta m_{\text{угар}} = \sum \frac{\left(\frac{\lambda_{i,a,n_H+1}^-}{\Delta h} (\theta_{i,a,n_H}^{k+1} - 1) + \frac{q_{\text{изл},i,a} - q_{(i,a,n_H+1)} \Delta h/2}{t_{\text{пар}} - t_{\text{пл}}} \right) F_{(i,a)} \Delta \tau}{c_1 + L_{\text{пар},1} / (t_{\text{пар}} - t_{\text{пл}})}.$$

$$\text{Итого после суммирования: } \Delta m_{\text{угар}} = \sum \Delta m_{\text{угар},i,a}. \quad (2.69)$$

$$\text{Потери тепла через футеровку пода равны: } Q_{\text{ф.под}} = \sum k_{\text{под}} (t_{\text{ос}} - t_{i,a,1}^{k+1}) F_{(i,a)}. \quad (2.70)$$

Потери тепла от излучения шлака в рабочее пространство печи равны:

$$Q_{\text{ш}} = \sum \varepsilon_{\text{пр}} C_0 (T_{i,a,n_H+1}^{k+1} / 100)^4 F_{(i,a)}. \quad (2.71)$$

где $\varepsilon_{\text{пр}}$ – приведенная степень черноты для жидкого шлака; $C_0 = 5,67 \text{ Вт/м}^2 \cdot \text{К}^4$ – коэффициент излучения абсолютно черного тела; T_{i,a,n_H+1}^{k+1} – температура поверхности ячейки (i,a) шлака, К.

На втором этапе необходимо для каждого i ($i=1, \dots, n_R(j)+1$) и j ($j=1, \dots, n_H+1$) решить следующую систему уравнений,

$$c_p \frac{\partial T}{\partial \tau} = \lambda \frac{\partial^2 T}{\partial a^2}, \quad 0 < \alpha < 60^\circ, \quad (2.72)$$

с граничными условиями (2.43), (2.44) и (2.47).

Рассмотрим элементарный слой $\alpha_{a-1/2} < \alpha < \alpha_{a+1/2}$ толщиной Δa , соответствующий некоторому узлу (на рис. 2.20 этот слой заштрихован), и запишем для него уравнение теплового баланса при переходе от k -го к $k+1$ -му моменту времени:

$$(t_{i,a,j}^{k+1} - t_{i,a,j}^k) c_{i,a,j} \rho_{i,a,j} V_i = (q_{a-1/2} \Delta r \Delta h + q_{a+1/2} \Delta r \Delta h) \Delta \tau, \quad j = 2, \dots, n_A, \quad (2.73)$$

где $q_{a-1/2}, q_{a+1/2}$ – тепловой поток входящий в a -й элементарный слой со стороны соседнего левого и правого узла соответственно, Вт; V_i – объем элементарной ячейки, м³:

$$V_1 = \pi \left(\frac{\Delta r}{2} \right)^2 \frac{\Delta \alpha}{360} \Delta h; \quad V_i = \pi \left(\left(r_i + \frac{\Delta r}{2} \right)^2 - \left(r_i - \frac{\Delta r}{2} \right)^2 \right) \frac{\Delta \alpha}{360} \Delta h.$$

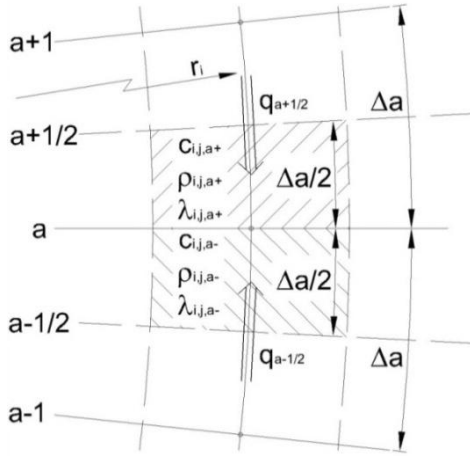


Рис. 2.20. Схема для составления теплового баланса а-го элементарного слоя ванны

Правая часть уравнения (2.73) выражает количество тепла полученного а-м элементарным слоем (узлом) в течение интервала времени $\Delta \tau$. Левая часть выражает изменение энтальпии элементарного слоя при изменении его температуры от $t_{i,a,j}^k$ до $t_{i,a,j}^{k+1}$.

Для получения замкнутой системы разностных уравнений, относительно сеточных значений температур, связываем плотности тепловых потоков с температурами в соответствующих узловых точках. Для этого используем дискретный аналог закона Фурье. Температуры аналогично берем в последующий, $k+1$ -й момент времени:

$$q_{a-1/2} = \frac{\lambda_{i,a,j}^-}{2\pi r_i \frac{\Delta \alpha}{360}} (t_{i,a-1,j}^{k+1} - t_{i,a,j}^{k+1}); \quad q_{a+1/2} = \frac{\lambda_{i,a,j}^+}{2\pi r_i \frac{\Delta \alpha}{360}} (t_{i,a+1,j}^{k+1} - t_{i,a,j}^{k+1}). \quad (2.74)$$

где l_i – толщина расплава между ячейками, принимаем равной длине дуги соответствующего радиуса ($l_i = 2\pi r_i \frac{\Delta \alpha}{360}$, $l_i = 2\pi \frac{\Delta r}{4} \frac{\Delta \alpha}{360}$).

Подставим (2.74) в уравнение (2.73) для внутренних узлов и получим систему алгебраических уравнений, разностный аналог дифференциального уравнения теплопроводности (2.72):

$$\begin{aligned} & \frac{t_{i,a,j}^{k+1} - t_{i,a,j}^k}{\Delta \tau} \pi c_{i,a,j} \rho_{i,a,j} \left(\left(r_i + \frac{\Delta r}{2} \right)^2 - \left(r_i - \frac{\Delta r}{2} \right)^2 \right) \frac{\Delta \alpha}{360} \Delta h = \\ & = \frac{\lambda_{i,a,j}^-}{2\pi r_i \frac{\Delta \alpha}{360}} (t_{i,a-1,j}^{k+1} - t_{i,a,j}^{k+1}) \Delta r \Delta h + \frac{\lambda_{i,a,j}^+}{2\pi r_i \frac{\Delta \alpha}{360}} (t_{i,a+1,j}^{k+1} - t_{i,a,j}^{k+1}) \Delta r \Delta h \end{aligned} \quad \begin{matrix} a = 2, \dots, n_A \\ i = 2, \dots, n_R + 1 \end{matrix}; \quad (2.75)$$

$$\begin{aligned} & \frac{t_{1,a,j}^{k+1} - t_{1,a,j}^k}{\Delta \tau} \pi c_{1,a,j} \rho_{1,a,j} \left(\frac{\Delta r}{2} \right)^2 \frac{\Delta \alpha}{360} \Delta h = \\ & = \frac{\lambda_{1,a,j}^-}{2\pi \frac{\Delta r}{4} \frac{\Delta \alpha}{360}} (t_{1,a-1,j}^{k+1} - t_{1,a,j}^{k+1}) \Delta r \Delta h + \frac{\lambda_{1,a,j}^+}{2\pi \frac{\Delta r}{4} \frac{\Delta \alpha}{360}} (t_{1,a+1,j}^{k+1} - t_{1,a,j}^{k+1}) \Delta r \Delta h \end{aligned} \quad , \quad a = 2, \dots, n_A; \quad (2.76)$$

Разностное уравнение для левого граничного узла ($a=1$), соответствующее граничному условию (2.43), получим, записав уравнение теплового баланса для половины элементарного слоя с углом $\Delta \alpha/2$ (рис. 2.21):

$$\frac{t_{1,1,j}^{k+1} - t_{1,1,j}^k}{\Delta \tau} \pi c_{1,1,j} \rho_{1,1,j} \left(\left(r_i + \frac{\Delta r}{2} \right)^2 - \left(r_i - \frac{\Delta r}{2} \right)^2 \right) \frac{\Delta \alpha}{2 \cdot 360} \Delta h = \frac{\lambda_{1,1,j}}{2\pi r_i \frac{\Delta \alpha}{360}} (t_{1,2,j}^{k+1} - t_{1,1,j}^{k+1}) \Delta r \Delta h, \quad (2.77)$$

$$i = 2, \dots, n_R + 1$$

$$\frac{t_{1,1,j}^{k+1} - t_{1,1,j}^k}{\Delta \tau} \pi c_{1,1,j} \rho_{1,1,j} \left(\frac{\Delta r}{2} \right)^2 \frac{\Delta \alpha}{2 \cdot 360} \Delta h = \frac{\lambda_{1,1,j}}{2\pi \frac{\Delta r}{4} \frac{\Delta \alpha}{360}} (t_{1,2,j}^{k+1} - t_{1,1,j}^{k+1}) \Delta r \Delta h, \quad (2.78)$$

Для правого граничного узла ($a=n_A+1$) (рис. 2.22), запишем разностное уравнение соответствующее граничному условию (2.44):

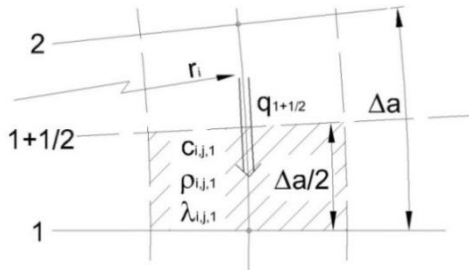


Рис. 2.21. Схема для составления теплового баланса при $a=1$ ($\alpha=0^\circ$)

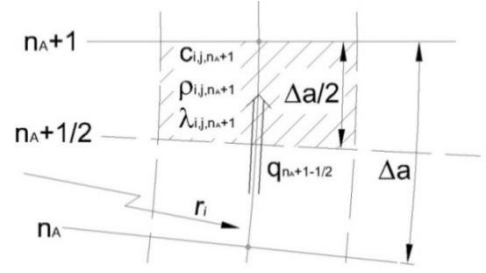


Рис. 2.22. Схема для составления теплового баланса при $a=n_A+1$ ($\alpha=60^\circ$)

$$\begin{aligned} & \frac{t_{i,n_A+1,j}^{k+1} - t_{i,n_A+1,j}^k}{\Delta \tau} \pi c_{i,n_A+1,j} \rho_{i,n_A+1,j} \left(\left(r_i + \frac{\Delta r}{2} \right)^2 - \left(r_i - \frac{\Delta r}{2} \right)^2 \right) \frac{\Delta \alpha}{2 \cdot 360} \Delta h = \\ & = \frac{\lambda_{i,n_A+1,j}^-}{2\pi r_i} \frac{\Delta \alpha}{360} (t_{i,n_A,j}^{k+1} - t_{i,n_A+1,j}^{k+1}) \Delta r \Delta h, \quad i = 2, \dots, n_R + 1, \end{aligned} \quad (2.79)$$

$$\frac{t_{i,n_A+1,j}^{k+1} - t_{i,n_A+1,j}^k}{\Delta \tau} \pi c_{i,n_A+1,j} \rho_{i,n_A+1,j} \left(\frac{\Delta r}{2} \right)^2 \frac{\Delta \alpha}{2 \cdot 360} \Delta h = \frac{\lambda_{i,n_A+1,j}^-}{2\pi} \frac{\Delta r}{4} \frac{\Delta \alpha}{360} (t_{i,n_A,j}^{k+1} - t_{i,n_A+1,j}^{k+1}) \Delta r \Delta h, \quad (2.80)$$

Для граничного узла ($a=a_M$) на поверхности мениска из (2.47) запишем:

$$t_{i_M,a_M,j_M+1}^{k+1} = t_{\text{пар}}. \quad (2.81)$$

Перепишем систему разностных уравнений (2.75)-(2.81) в более компактной форме, введя, коэффициент температуропроводности; безразмерную температуру; безразмерную координату, $N = h/h_{\text{ван}}$, $R = r/r_{\text{ван}}$; безразмерное время (Фурье), $Fo_A = a\tau / (2\pi r_{\text{ван}} \Delta \alpha / 360)^2$; безразмерные критерии K_λ , K_{cp} . Получим:

$$\frac{\theta_{i,a,j}^{k+1} - \theta_{i,a,j}^k}{\Delta Fo_A} K_{cp,i,a,j} \left(\left(R_i + \frac{\Delta R}{2} \right)^2 - \left(R_i - \frac{\Delta R}{2} \right)^2 \right) \frac{R_i}{2\Delta R} =, \quad a = 2, \dots, n_A, \quad i = 2, \dots, n_R + 1; \quad (2.82)$$

$$\begin{aligned} & = K_{\lambda,i,a,j}^- (\theta_{i,a-1,j}^{k+1} - \theta_{i,a,j}^{k+1}) + K_{\lambda,i,a,j}^+ (\theta_{i,a+1,j}^{k+1} - \theta_{i,a,j}^{k+1}) \\ & \frac{\theta_{i,a,j}^{k+1} - \theta_{i,a,j}^k}{\Delta Fo_A} K_{cp,i,a,j} \frac{\Delta R^2}{32} = K_{\lambda,i,a,j}^- (\theta_{i,a-1,j}^{k+1} - \theta_{i,a,j}^{k+1}) + K_{\lambda,i,a,j}^+ (\theta_{i,a+1,j}^{k+1} - \theta_{i,a,j}^{k+1}), \quad a = 2, \dots, n_A; \end{aligned} \quad (2.83)$$

$$\frac{\theta_{i,l,j}^{k+1} - \theta_{i,l,j}^k}{\Delta Fo_A} K_{cp,i,l,j} \left(\left(R_i + \frac{\Delta R}{2} \right)^2 - \left(R_i - \frac{\Delta R}{2} \right)^2 \right) \frac{R_i}{2\Delta R} \frac{1}{2} = K_{\lambda,i,l,j} (\theta_{i,2,j}^{k+1} - \theta_{i,l,j}^{k+1}), \quad i = 2, \dots, n_R + 1, \quad (2.84)$$

$$\frac{\theta_{i,l,j}^{k+1} - \theta_{i,l,j}^k}{\Delta Fo_A} K_{cp,i,l,j} \frac{\Delta R^2}{32} \frac{1}{2} = K_{\lambda,i,l,j} (\theta_{i,2,j}^{k+1} - \theta_{i,l,j}^{k+1}), \quad (2.85)$$

$$\begin{aligned} & \frac{\theta_{i,n_A+1,j}^{k+1} - \theta_{i,n_A+1,j}^k}{\Delta Fo_A} K_{cp,i,n_A+1,j} \left(\left(R_i + \frac{\Delta R}{2} \right)^2 - \left(R_i - \frac{\Delta R}{2} \right)^2 \right) \frac{R_i}{2\Delta R} \frac{1}{2} =, \quad i = 2, \dots, n_R + 1, \\ & = K_{\lambda,i,n_A+1,j} (\theta_{i,n_A,j}^{k+1} - \theta_{i,n_A+1,j}^{k+1}) \end{aligned} \quad (2.86)$$

$$\frac{\theta_{i,n_A+1,j}^{k+1} - \theta_{i,n_A+1,j}^k}{\Delta Fo_A} K_{cp,i,n_A+1,j} \frac{\Delta R^2}{32} \frac{1}{2} = K_{\lambda,i,n_A+1,j} (\theta_{i,n_A,j}^{k+1} - \theta_{i,n_A+1,j}^{k+1}), \quad (2.87)$$

$$\theta_{i_M,a_M,j_M+1}^{k+1} = \theta_{\text{пар}}, \quad (2.88)$$

Перепишем систему разностных уравнений (2.82)-(2.87), введя следующие коэффициенты:

$$Kf_i = \left(\left(R_i + \frac{\Delta R}{2} \right)^2 - \left(R_i - \frac{\Delta R}{2} \right)^2 \right) \frac{R_i}{2\Delta R}; \quad Kf_i = \frac{\Delta R^2}{32}.$$

$$\frac{\theta_{i,a,j}^{k+1} - \theta_{i,a,j}^k}{\Delta Fo_A} K_{cp,i,a,j} Kf_i = K_{\lambda,i,a,j}^- (\theta_{i,a-1,j}^{k+1} - \theta_{i,a,j}^{k+1}) + K_{\lambda,i,a,j}^+ (\theta_{i,a+1,j}^{k+1} - \theta_{i,a,j}^{k+1}), \quad a=2,...,n_A, \quad i=1,...,n_R+1; \quad (2.89)$$

$$\frac{\theta_{i,1,j}^{k+1} - \theta_{i,1,j}^k}{2\Delta Fo_A} K_{cp,i,1,j} Kf_i = K_{\lambda,i,1,j} (\theta_{i,2,j}^{k+1} - \theta_{i,1,j}^{k+1}), \quad i=1,...,n_R+1, \quad (2.90)$$

$$\frac{\theta_{i,n_A+1,j}^{k+1} - \theta_{i,n_A+1,j}^k}{2\Delta Fo_A} K_{cp,i,n_A+1,j} Kf_i = K_{\lambda,i,n_A+1,j}^- (\theta_{i,n_A,j}^{k+1} - \theta_{i,n_A+1,j}^{k+1}), \quad i=1,...,n_R+1, \quad (2.91)$$

Для решения приведенной системы также используем метод прогонки [65].

Представляем решение системы разностных уравнений (2.88), (2.89)-(2.91) в виде:

$$\theta_{i,a,j}^{k+1} = \alpha_{A,a} \theta_{i,a+1,j}^{k+1} + \beta_{A,a}, \quad (2.92)$$

где $\alpha_{A,a}$ и $\beta_{A,a}$ – некоторые вспомогательные коэффициенты.

Прогночные коэффициенты $\alpha_{A,1}$ и $\beta_{A,1}$ соответствующие левому граничному узлу, находим из (2.90), представив его в форме (2.92), получим:

$$\alpha_{A,1} = \frac{\frac{2K_{\lambda,i,1,j}\Delta Fo_A}{K_{cp,i,1,j}Kf_i}}{1 + \frac{2K_{\lambda,i,1,j}\Delta Fo_A}{K_{cp,i,1,j}Kf_i}}; \quad \beta_{A,1} = \frac{\theta_{i,1,j}^k}{1 + \frac{2K_{\lambda,i,1,j}\Delta Fo_A}{K_{cp,i,1,j}Kf_i}}, \quad (2.93)$$

Для мениска левым граничным узлом является узел на поверхности мениска, и в этом случае расчет начинается с этого узла. Из (2.89) с учетом (2.88) получим:

$$\alpha_{A,a} = \frac{\frac{K_{\lambda,i,a,j}^+\Delta Fo_A}{K_{cp,i,a,j}Kf_i}}{1 + \left(K_{\lambda,i,a,j}^+ + K_{\lambda,i,a,j}^- \right) \frac{\Delta Fo_A}{K_{cp,i,a,j}Kf_i}}; \quad \beta_{A,a} = \frac{\theta_{i,a,j}^k + \frac{K_{\lambda,i,a,j}^-\theta_{пар}\Delta Fo_A}{K_{cp,i,a,j}Kf_i}}{1 + \left(K_{\lambda,i,a,j}^+ + K_{\lambda,i,a,j}^- \right) \frac{\Delta Fo_A}{K_{cp,i,a,j}Kf_i}}, \quad (2.94)$$

Для нахождения остальных коэффициентов $\alpha_{A,a}$ и $\beta_{A,a}$ приведем уравнение (2.89) к виду (2.92), заменив в нем $\theta_{i,a-1,j}^{k+1}$ на $\alpha_{A,a-1}\theta_{i,a,j}^{k+1} + \beta_{A,a-1}$, получим:

$$\alpha_{A,a} = \frac{\frac{K_{\lambda,i,a,j}^+\Delta Fo_A}{K_{cp,i,a,j}Kf_i}}{1 + \left(K_{\lambda,i,a,j}^+ + K_{\lambda,i,a,j}^- (1 - \alpha_{A,a-1}) \right) \frac{\Delta Fo_A}{K_{cp,i,a,j}Kf_i}}; \quad \beta_{A,a} = \frac{\theta_{i,a,j}^k + \frac{\beta_{A,a-1}K_{\lambda,i,a,j}^-\Delta Fo_A}{K_{cp,i,a,j}Kf_i}}{1 + \left(K_{\lambda,i,a,j}^+ + K_{\lambda,i,a,j}^- (1 - \alpha_{A,a-1}) \right) \frac{\Delta Fo_A}{K_{cp,i,a,j}Kf_i}}, \quad (2.95)$$

Температура в правом граничном узле находится из (2.91), заменив в нем $\theta_{i,n_A,j}^{k+1}$ на $\alpha_{A,n_A}\theta_{i,n_A+1,j}^{k+1} + \beta_{A,n_A}$:

$$\theta_{i,n_A+1,j}^{k+1} = \frac{\theta_{i,n_A+1,j}^k + \frac{2\beta_{A,n_A}K_{\lambda,i,n_A+1,j}^-\Delta Fo_A}{K_{cp,i,n_A+1,j}Kf_i}}{1 + (1 - \alpha_{A,n_A}) \frac{2K_{\lambda,i,n_A+1,j}^-\Delta Fo_A}{K_{cp,i,n_A+1,j}Kf_i}}. \quad (2.96)$$

На третьем этапе необходимо для каждого $a(a=1,...,n_A+1)$ и $j(j=1,...,n_H+1)$ решить следующую систему уравнений,

$$cp \frac{\partial T}{\partial \tau} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \lambda \frac{\partial T}{\partial r} \right), \quad 0 < r < r_{ван}(h), \quad (2.97)$$

с граничными условиями (2.42), (2.45) и (2.47).

Рассмотрим элементарный слой $r_{i-1/2} < r < r_{i+1/2}$ толщиной Δr , соответствующий

некоторому i -му узлу (на рис. 2.23 этот слой заштрихован), и запишем для него уравнение теплового баланса при переходе от k -го к $k+1$ -му моменту времени:

$$(t_{i,a,j}^{k+1} - t_{i,a,j}^k) (c_{i,a,j}^+ \rho_{i,a,j}^+ V_i^+ + c_{i,a,j}^- \rho_{i,a,j}^- V_i^-) = (q_{i-1/2} F_{i-1/2} + q_{i+1/2} F_{i+1/2}) \Delta \tau, \quad i = 2, \dots, n_R(j), \quad (2.98)$$

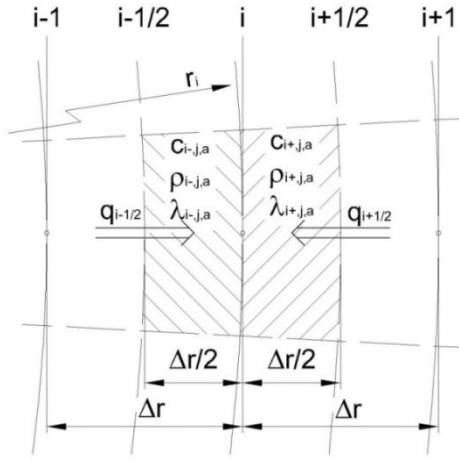


Рис. 2.23. Схема для составления теплового баланса i -го элементарного слоя ванны

где $q_{i-1/2}, q_{i+1/2}$ – тепловой поток входящий в i -й элементарный слой со стороны соседнего левого и правого узла соответственно, Вт; $F_{i-1/2}, F_{i+1/2}$ – площадь левой и правой поверхностей i -го элементарного слоя соответственно, m^2 ; V_i^-, V_i^+ – объем левой и правой частей i -го элементарного слоя соответственно, m^3 ; $c_{i,a,j}^-, \rho_{i,a,j}^-, \lambda_{i,a,j}^-$ и $c_{i,a,j}^+, \rho_{i,a,j}^+, \lambda_{i,a,j}^+$ – теплофизические свойства левой (-) и правой (+) частей i -го элементарного слоя; r_i – радиус элементарного слоя, м; Δr – шаг по координате (радиусу), м; $T_{i,a,j}^k$ – температура в узле i,a,j в k -й момент времени, $^{\circ}C$; $\Delta \tau$ – шаг по времени, с.

$$V_i^- = \pi \left(r_i^2 - \left(r_i - \frac{\Delta r}{2} \right)^2 \right) \frac{\Delta \alpha}{360} \Delta h, \quad V_i^+ = \pi \left(\left(r_i + \frac{\Delta r}{2} \right)^2 - r_i^2 \right) \frac{\Delta \alpha}{360} \Delta h$$

$$F_{i-1/2} = 2\pi \left(r_i - \frac{\Delta r}{2} \right) \frac{\Delta \alpha}{360} \Delta h, \quad F_{i+1/2} = 2\pi \left(r_i + \frac{\Delta r}{2} \right) \frac{\Delta \alpha}{360} \Delta h$$

Правая часть уравнения (2.46) выражает количество тепла полученного i -м элементарным слоем (узлом) в течение интервала времени $\Delta \tau$. Левая часть выражает изменение энтальпии элементарного слоя при изменении его температуры от $t_{i,a,j}^k$ до $t_{i,a,j}^{k+1}$.

Для получения замкнутой системы разностных уравнений, относительно сеточных значений температур, связываем плотности тепловых потоков с температурами в соответствующих узловых точках. Для этого используем дискретный аналог закона Фурье. Температуры аналогично берем в последующий, $k+1$ -й момент времени:

$$q_{i-1/2} = \frac{\lambda_{i,a,j}^-}{\Delta r} (t_{i-1,a,j}^{k+1} - t_{i,a,j}^{k+1}), \quad q_{i+1/2} = \frac{\lambda_{i,a,j}^+}{\Delta r} (t_{i+1,a,j}^{k+1} - t_{i,a,j}^{k+1}). \quad (2.99)$$

Подставим (2.99) в уравнение (2.98) для внутренних узлов и получим систему алгебраических уравнений, разностный аналог дифференциального уравнения теплопроводности в цилиндрических координатах (2.97):

$$\begin{aligned} & \frac{t_{i,a,j}^{k+1} - t_{i,a,j}^k}{\Delta \tau} \pi \left(c_{i,a,j}^+ \rho_{i,a,j}^+ \left(\left(r_i + \frac{\Delta r}{2} \right)^2 - r_i^2 \right) + c_{i,a,j}^- \rho_{i,a,j}^- \left(r_i^2 - \left(r_i - \frac{\Delta r}{2} \right)^2 \right) \right) \frac{\Delta \alpha}{360} \Delta h = \\ & = 2\pi \frac{\lambda_{i,a,j}^-}{\Delta r} (t_{i-1,a,j}^{k+1} - t_{i,a,j}^{k+1}) \left(r_i - \frac{\Delta r}{2} \right) \frac{\Delta \alpha}{360} \Delta h + 2\pi \frac{\lambda_{i,a,j}^+}{\Delta r} (t_{i+1,a,j}^{k+1} - t_{i,a,j}^{k+1}) \left(r_i + \frac{\Delta r}{2} \right) \frac{\Delta \alpha}{360} \Delta h \end{aligned} \quad , \quad i = 2, \dots, n_R(j), \quad (2.100)$$

Разностное уравнение для левого граничного узла ($i=1$), соответствующее граничному условию в центре ванны (2.42), получим, записав уравнение теплового баланса для элементарного цилиндра радиусом $\Delta r/2$ (рис. 2.24):

$$\frac{t_{1,a,j}^{k+1} - t_{1,a,j}^k}{\Delta \tau} \pi c_{1,a,j} \rho_{1,a,j} \left(\frac{\Delta r}{2} \right)^2 \frac{\Delta \alpha}{360} \Delta h = 2\pi \frac{\lambda_{1,a,j}}{\Delta r} (t_{2,a,j}^{k+1} - t_{1,a,j}^{k+1}) \left(\frac{\Delta r}{2} \right) \frac{\Delta \alpha}{360} \Delta h; \quad (2.101)$$

Для правого граничного узла ($i=n_R(j)+1$) (рис. 2.25), запишем разностное уравнение соответствующее граничному условию (2.45) на поверхности футеровки ванны:

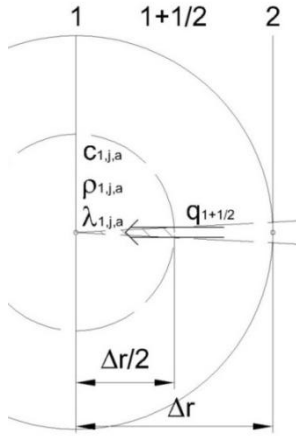


Рис. 2.24. Схема для составления теплового баланса для центра ванны

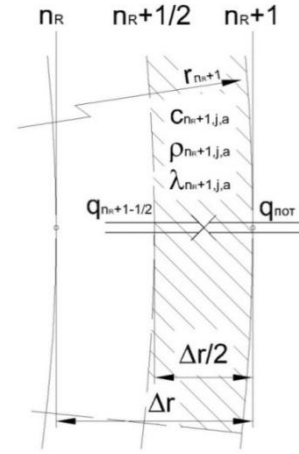


Рис. 2.25. Схема для составления теплового баланса при $i=n_R(j)+1$

$$\frac{t_{n_R+1,a,j}^{k+1} - t_{n_R+1,a,j}^k}{\Delta \tau} \pi c_{n_R+1,a,j}^- \rho_{n_R+1,a,j}^- \left(r_{n_R+1}^2 - \left(r_{n_R+1} - \frac{\Delta r}{2} \right)^2 \right) \frac{\Delta \alpha}{360} \Delta h =$$

$$= 2\pi \frac{\lambda_{n_R+1,a,j}}{\Delta r} (t_{n_R,a,j}^{k+1} - t_{n_R+1,a,j}^{k+1}) \left(r_{n_R+1} - \frac{\Delta r}{2} \right) \frac{\Delta \alpha}{360} \Delta h + 2\pi k_{ст} (t_{ос} - t_{n_R+1,a,j}^{k+1}) r_{n_R+1} \frac{\Delta \alpha}{360} \Delta h$$

$$; \quad (2.102)$$

$$r_{ван} = r_{пов,ван} + h - h_{ван} \text{ при } \Delta r = \Delta h$$

$$n_R = r_{ван} / \Delta r = n_R + j - n_H$$

Для граничного узла ($r=r_m$) на поверхности мениска из (2.47) запишем:

$$t_{i_m,a_m,j_m}^{k+1} = t_{пар}. \quad (2.103)$$

Перепишем систему разностных уравнений (2.100)-(2.103) в более компактной форме, введя, коэффициент температуропроводности; безразмерную температуру; безразмерную координату, $R = r / r_{ван}$; безразмерное время (Фурье), $Fo_R = \alpha \tau / r_{ван}^2$; безразмерные критерии K_λ , K_{cp} и $K_{tf} = 2k_{ст} r_{ван} R_{n_R+1} / \lambda$. Получим:

$$\frac{\theta_{i,a,j}^{k+1} - \theta_{i,a,j}^k}{\Delta Fo_R} \left(K_{cp,i,a,j}^+ \left(R_i + \frac{\Delta R}{2} \right)^2 - K_{cp,i,a,j}^- \left(R_i - \frac{\Delta R}{2} \right)^2 + r_i^2 (K_{cp,i,a,j}^- - K_{cp,i,a,j}^+) \right) =$$

$$= K_{\lambda,i,a,j}^- (\theta_{i-1,a,j}^{k+1} - \theta_{i,a,j}^{k+1}) \frac{2}{\Delta R} \left(R_i - \frac{\Delta R}{2} \right) + K_{\lambda,i,a,j}^+ (\theta_{i+1,a,j}^{k+1} - \theta_{i,a,j}^{k+1}) \frac{2}{\Delta R} \left(R_i + \frac{\Delta R}{2} \right)$$

$$(2.104)$$

$$\frac{\theta_{1,a,j}^{k+1} - \theta_{1,a,j}^k}{\Delta Fo_R} K_{cp,1,a,j} \left(\frac{\Delta r}{2} \right)^2 = K_{\lambda,1,a,j} (\theta_{2,a,j}^{k+1} - \theta_{1,a,j}^{k+1}), \quad (2.105)$$

$$\frac{\theta_{n_R+1,a,j}^{k+1} - \theta_{n_R+1,a,j}^k}{\Delta Fo_R} K_{cp,n_R+1,a,j}^- \left(R_{n_R+1}^2 - \left(R_{n_R+1} - \frac{\Delta R}{2} \right)^2 \right) =$$

$$= K_{n_R+1,i,a,j}^- (\theta_{n_R,a,j}^{k+1} - \theta_{n_R+1,a,j}^{k+1}) \frac{2}{\Delta R} \left(R_{n_R+1} - \frac{\Delta R}{2} \right) + K_{tf} (\theta_{ос} - \theta_{n_R+1,a,j}^{k+1})$$

$$(2.106)$$

$$\theta_{i_m,a_m,j_m}^{k+1} = \theta_{пар}, \quad (2.107)$$

Перепишем систему разностных уравнений (2.104)-(2.107), введя следующие коэффициенты:

$$Kv_i = \left(K_{cp,i,a,j}^+ \left(R_i + \Delta R / 2 \right)^2 - K_{cp,i,a,j}^- \left(R_i - \Delta R / 2 \right)^2 + r_i^2 (K_{cp,i,a,j}^- - K_{cp,i,a,j}^+) \right);$$

$$Kv_{n_R+1} = K_{cp,n_R+1,a,j}^- \left(R_{n_R+1}^2 - \left(R_{n_R+1} - \Delta R / 2 \right)^2 \right); K\lambda_i = K_{\lambda,i,a,j}^- \frac{2}{\Delta R} \left(R_i - \Delta R / 2 \right); K\lambda_i = K_{\lambda,i,a,j}^+ \frac{2}{\Delta R} \left(R_i + \Delta R / 2 \right).$$

Получим:

$$\frac{\theta_{i,a,j}^{k+1} - \theta_{i,a,j}^k}{\Delta F_{oR}} K_{v_i} = K_{l_i} (\theta_{i-1,a,j}^{k+1} - \theta_{i,a,j}^{k+1}) + K_{r_i} (\theta_{i+1,a,j}^{k+1} - \theta_{i,a,j}^{k+1}), \quad (2.108)$$

$$\frac{\theta_{1,a,j}^{k+1} - \theta_{1,a,j}^k}{\Delta F_{oR}} K_{cp,1,a,j} \left(\frac{\Delta r}{2} \right)^2 = K_{\lambda,1,a,j} (\theta_{2,a,j}^{k+1} - \theta_{1,a,j}^{k+1}), \quad (2.109)$$

$$\frac{\theta_{n_R+1,a,j}^{k+1} - \theta_{n_R+1,a,j}^k}{\Delta F_{oR}} K_{v_{n_R+1}} = K_{l_{n_R+1}} (\theta_{n_R,a,j}^{k+1} - \theta_{n_R+1,a,j}^{k+1}) + K_{tf} (\theta_{oc} - \theta_{n_R+1,a,j}^{k+1}), \quad (2.110)$$

Для решения приведенной системы также используем метод прогонки [65].

Представляем решение системы разностных уравнений (2.107)-(2.110) в виде:

$$\theta_{i,a,j}^{k+1} = \alpha_{R,i} \theta_{i+1,a,j}^{k+1} + \beta_{R,i}, \quad (2.111)$$

где $\alpha_{R,i}$ и $\beta_{R,i}$ – некоторые вспомогательные коэффициенты.

Прогночные коэффициенты $\alpha_{R,1}$ и $\beta_{R,1}$ соответствующие левому граничному узлу, находим из (2.109), представив его в форме (2.111). С учетом того, что $K_{\lambda,1,a,j} = K_{cp,1,a,j} = 1$:

$$\alpha_{R,1} = \frac{\frac{4}{\Delta r^2} \Delta F_{oR}}{1 + \frac{4}{\Delta r^2} \Delta F_{oR}}; \beta_{R,1} = \frac{\theta_{1,a,j}^k}{1 + \frac{4}{\Delta r^2} \Delta F_{oR}}, \quad (2.112)$$

Для нахождения остальных коэффициентов $\alpha_{R,i}$ и $\beta_{R,i}$ приведем уравнение (2.108) к виду (2.111), заменив в нем $\theta_{i-1,a,j}^{k+1}$ на $\alpha_{R,i-1} \theta_{i,a,j}^{k+1} + \beta_{R,i-1}$, получим:

$$\alpha_{R,i} = \frac{\frac{K_{r_i} \Delta F_{oR}}{K_{v_i}}}{1 + \frac{K_{r_i} + K_{l_i} (1 - \alpha_{R,i-1})}{K_{v_i}} \Delta F_{oR}}; \beta_{R,i} = \frac{\theta_{i,a,j}^k + \beta_{R,i-1} \frac{K_{l_i} \Delta F_{oR}}{K_{v_i}}}{1 + \frac{K_{r_i} + K_{l_i} (1 - \alpha_{R,i-1})}{K_{v_i}} \Delta F_{oR}}. \quad (2.113)$$

Температура в правом граничном узле находится из (2.110) заменив в нем $\theta_{n_R+1,a,j}^{k+1}$ на $\alpha_{A,n_R} \theta_{n_R+1,a,j}^{k+1} + \beta_{A,n_R}$:

$$\theta_{n_R+1,a,j}^{k+1} = \frac{\left(\beta_{R,n_R} \frac{K_{l_{n_R+1}}}{K_{v_{n_R+1}}} + K_{tf} \theta_{oc} \right) \Delta F_{oR} + \theta_{n_R+1,a,j}^k}{1 + \frac{(K_{tf} + (1 - \alpha_{R,n_R}) K_{l_{n_R+1}})}{K_{v_{n_R+1}}} \Delta F_{oR}}. \quad (2.114)$$

При расчете по радиусу при малых углах α мениск делит расчетную область на две части. Температура на правой границе первой части определяется по (2.107). Левым граничный узлом второй части является узел на поверхности мениска, и в этом случае расчет для этой части начинается с этого узла. Из (2.108) с учетом (2.107) получим:

$$\alpha_{R,i} = \frac{\frac{K_{r_i} \Delta F_{oR}}{K_{v_i}}}{1 + \frac{K_{r_i} + K_{l_i}}{K_{v_i}} \Delta F_{oR}}; \beta_{R,i} = \frac{\theta_{i,a,j}^k + \theta_{пар} \frac{K_{l_i} \Delta F_{oR}}{K_{v_i}}}{1 + \frac{K_{r_i} + K_{l_i}}{K_{v_i}} \Delta F_{oR}}. \quad (2.115)$$

Потери тепла через футеровку стены ванны равны:

$$Q_{ф.ст} = \sum 2\pi k_{ст} (T_{oc} - T_{n_R+1,a,j}^{k+1}) r_{ван} (h) \frac{\Delta \alpha}{360} \Delta h. \quad (2.116)$$

2.4.3 Разработка алгоритма модели и программы расчета параметров теплового состояния ванны ДСП

Программа расчета параметров теплового состояния ванны ДСП составлена, на основе приведенных систем разностных уравнений (2.59), (2.61)-(2.65), (2.88), (2.92)-(2.96) и (2.107),

(2.111)-(2.115) полученных выше. Программа реализована в среде программирования MATLAB (Приложение 2). Для расчета использовали данные для 150 т ДСП из табл. 2.3.

Табл. 2.3. Данные 150 т ДСП для расчета.

Ванна		
- диаметр ванны, $d_{\text{ван}}$	м	7
- высота ванны, $h_{\text{ван}}$	м	1,25
- высота шлака, $H_{\text{шл}}$	м	0,25
- диаметр распада электродов, $d_{\text{рас}}$	м	1,3
- радиус мениска, $r_{\text{мен}}$	м	0,305
- угол сектора ванны, α	°	60
- начальная температура расплава, $T_{0,\text{рас}}$	°C	1500
Расплав металла		
- коэффициент теплопроводности, $\lambda_{\text{ме}}$	Вт/(м·К)	100-2300
- удельная теплоемкость, $c_{\text{ме}}$	Дж/(кг·К)	840
- плотность, $\rho_{\text{ме}}$	кг/м ³	6600
- температура плавления металла, $T_{\text{пл.ме}}$	°C	1485
- температура испарения металла, $T_{\text{исп.ме}}$	°C	2735
- удельная теплота испарения металла, $L_{\text{исп.ме}}$	Дж/кг	6340000
Шлака		
- коэффициент теплопроводности шлака, $\lambda_{\text{шл}}$	Вт/(м·К)	4,5-230
- удельная теплоемкость шлака, $c_{\text{шл}}$	Дж/(кг·К)	2500
- плотность шлака, $\rho_{\text{шл}}$	кг/м ³	2500-3000
- температура испарения шлака, $T_{\text{исп.шл}}$	°C	2500

При расчете безразмерных критериев в качестве исходных значений теплофизических свойств используем данные для расплава металла ($c_{\text{ме}}$, $\rho_{\text{ме}}$, $\lambda_{\text{ме}}$), таким образом, имеем:

1. при расчете по r и α :

-для металла $K_{\lambda,i,a,j}^- = K_{\lambda,i,a,j}^+ = 1$, $K_{\text{ср},i,a,j}^- = K_{\text{ср},i,a,j}^+ = 1$;

-для поверхности металла-шлака

$$K_{\lambda,i,a,j}^- = K_{\lambda,i,a,j}^+ = (1 + K_{\lambda,\text{шл}})/2, \quad K_{\text{ср},i,a,j}^- = K_{\text{ср},i,a,j}^+ = (1 + K_{\text{ср.шл}})/2;$$

-для шлака $K_{\lambda,i,a,j}^- = K_{\lambda,i,a,j}^+ = K_{\lambda,\text{шл}}$, $K_{\text{ср},i,a,j}^- = K_{\text{ср},i,a,j}^+ = K_{\text{ср.шл}}$.

2. при расчете по h :

-для металла $K_{\lambda,i,a,j}^- = K_{\lambda,i,a,j}^+ = 1$, $K_{\text{ср},i,a,j}^- = K_{\text{ср},i,a,j}^+ = 1$;

-для поверхности металла-шлака $K_{\lambda,i,a,n_H+1}^- = 1$, $K_{\text{ср},i,a,n_H+1}^- = 1$,

$$K_{\lambda,i,a,n_H+1}^+ = K_{\lambda,\text{шл}}, \quad K_{\text{ср},i,a,n_H+1}^+ = K_{\text{ср.шл}};$$

-для шлака $K_{\lambda,i,a,j}^- = K_{\lambda,i,a,j}^+ = K_{\lambda,\text{шл}}$, $K_{\text{ср},i,a,j}^- = K_{\text{ср},i,a,j}^+ = K_{\text{ср.шл}}$.

Программа, помимо блоков где задаются начальные данные и производятся предварительные вычисления, состоит из главного цикла для перехода к расчету следующего момента времени. Он включает в себя три ветви по числу координатных направлений по которым происходит расчет (r, α, h).

Алгоритм программы представлен на рис. 2.26.

После задания параметров производится расчет всех общих необходимых коэффициентов (ΔF_{0R} , ΔF_{0A} , ΔF_{0H} , K_{λ} , $K_{\text{ср}}$, $K_{\text{рад},i,a}$).

Расчет каждого шага по времени производится поэтапно.

На первом этапе производится расчет по высоте ванны (центральная ветвь), для каждого i ($i=1, \dots, n_R(j)+1$) и a ($a=1, \dots, n_A+1$). Сначала производится расчет всех необходимых

коэффициентов (K_{tf} , $K_{rad_{i,a}}$), затем, с использованием значения ΔFo_H и исходного распределения температур в ванне $\theta_{i,a,j}^k$, считаются прогоночные коэффициенты $\alpha_{H,1}$, $\beta_{H,1}$ (2.63) и $\alpha_{H,j}$, $\beta_{H,j}$ (2.64). Далее определяется первое промежуточное распределение температур в ванне $\theta'_{i,a,j}$ (для последнего узла по (2.62) или (2.65), остальные по (2.61)), после чего программа переходит к расчету следующего этапа.

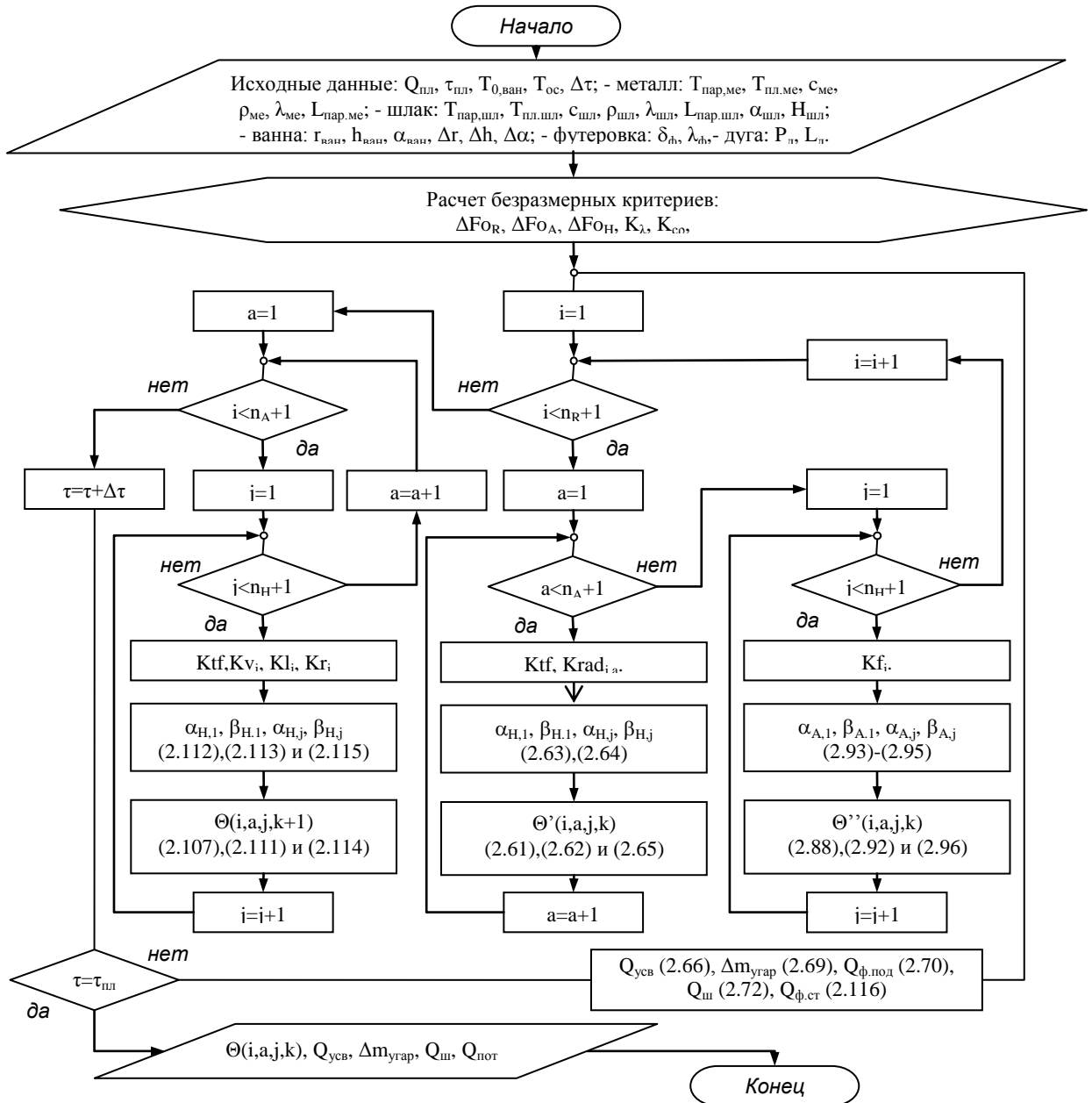


Рис. 2.26 Блок-схема алгоритма расчета параметров теплового состояния ванны дуговой печи при различных вариантах подачи ЖМО в ванну агрегата

На втором этапе производится расчет по угловому сектору ванны (правая ветвь), для каждого i ($i=1, \dots, n_R(j)+1$) и j ($j=1, \dots, n_H+1$). Сначала производится расчет всех необходимых коэффициентов (K_{fi}), затем, с использованием значения ΔFo_A и первого промежуточного распределения температур в ванне $\theta'_{i,a,j}$, считаются прогоночные коэффициенты $\alpha_{A,1}$, $\beta_{A,1}$ (2.93) и $\alpha_{A,a}$, $\beta_{A,a}$ (2.95), в случае, когда первый расчетный узел попадает на поверхность мениска прогоночный коэффициент для следующего узла считаем по (2.94). Далее определяется второе

промежуточное распределение температур в ванне $\theta_{i,a,j}^{nk}$ (для последнего узла по (2.96), для поверхности мениска (2.88), остальные по (2.92)), после чего программа переходит к расчету следующего этапа.

На третьем этапе производится расчет по радиусу ванны (левая ветвь), для каждого a ($a=1, \dots, n_A+1$) и j ($j=1, \dots, n_H+1$). Сначала производится расчет всех необходимых коэффициентов (K_{tf} , K_{Vi} , K_{Li} , K_{Ti}), затем, с использованием значения ΔF_{OR} и второго промежуточного распределения температур в ванне $\theta_{i,a,j}^{nk}$, считаются прогоночные коэффициенты $\alpha_{R,1}$, $\beta_{R,1}$ (2.111) и $\alpha_{R,i}$, $\beta_{R,i}$ (2.113), в случае, когда мениск делит расчетную область на две части, для расчетного узла второго участка, следующего за узлом на поверхности мениска, прогоночный коэффициент считаем по (2.115). Далее определяется распределение температур в ванне для следующего момента времени $\theta_{i,a,j}^{k+1}$ (для последнего узла по (2.114), остальные по (2.111)), после чего программа переходит к проверке условия окончания расчета.

Программа производит сравнение текущего времени, со временем расчета. В случае если текущее время не совпадает с конечным, рассчитываются параметры усвоения тепла $Q_{уsv}$ (2.66), угара $\Delta m_{угар}$ (2.69), потерь от излучением шлака $Q_{ш}$ (2.72), теплопроводностью через футеровку пода $Q_{ф.под}$ (2.70) и стен $Q_{ф.ст}$ (2.116), и происходит переход к расчету следующего шага по времени. Если условие выполняется, то программа завершает работу.

Блок-схема алгоритма расчета параметров теплового состояния ванны дуговой печи (рис. 2.26), позволяет получить совокупное распределение температур в объеме шлако-металлической ванны, и следующие параметры:

- тепловой поток, усвоенный металлом (шлаком), $Q_{уsv} = \sum \lambda / \Delta l \cdot \Delta T \cdot F$, Вт;
- КИТ дуг, $\eta_{киг} = Q_{уsv} / P_d$;
- угар металла, $m_{угар} = (Q_{изл.мен} - Q_{уsv,мен} - Q_{охл}) / L$, кг/с;
- потери тепла излучением шлака, $Q_{изл.ш} = \sum \epsilon_{пр} C_0 (T/100)^4 F$, Вт;
- потери тепла через футеровку, $Q_{ф.под} = \sum k_{ф} \Delta T_{ос} F$, Вт,

где $Q_{изл} = \sum q_{изл} F$ – излучение дуг на поверхности менисков, Вт; $Q_{охл} = \sum q_{v,ок} F \cdot \Delta l / 2$ – охлаждающий эффект от подачи окатышей, Вт; $q_{v,ок}$ – удельный тепловой поток на плавление окатышей, Вт/м³; F – поверхность ячейки, м²; Δl – расстояние между центрами ячеек, м; ΔT , $\Delta T_{ос}$ – разность температур ячеек, ячейки и окружающей среды, К.

2.5 Анализ результатов моделирования теплового состояния ванны

С помощью модели (рис. 2.26) рассчитали угар металла при подаче ЖМО в подэлектродное пространство ванны 150 т ДСП (рис. 2.27). Из данных видно, что при использовании трубчатых электродов, за счет увеличения коэффициента мощности, увеличивается и угар металла, но подача окатышей на поверхности менисков, в качестве охладителя, при $v_{ок} = 33,5$ кг/с позволяет его свести к нулю.

На рис. 2.28 приведены результаты расчетов температурных полей в расплаве при использовании схемы подачи ЖМО (рис. 1.21) в подэлектродное пространство дуговой печи.

Результаты моделирования для 150 т ДСП (рис. 2.28) свидетельствуют об энергоэффективности способа подачи ЖМО в зону высоких температур подэлектродного пространства. Установлено (табл. 2.4), что подача ЖМО через отверстия электродов позволяет повысить КИТ дуг на 6,5%, усвоение тепла металлом через мениск на 14,5% и практически

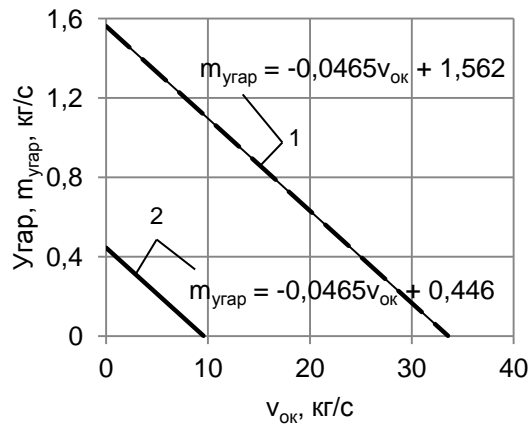


Рис. 2.27. Зависимость угара металла от скорости загрузки окатышей в подэлектродное пространство: 1 – трубчатые электроды, $\cos\varphi = 0,86$; 2 – типовые (сплошные) электроды, $\cos\varphi = 0,77$

исключить угар металла в подэлектродном пространстве дуговой печи, что улучшает энерготехнологические показатели работы агрегата.

Из анализа данных моделирования (рис. 2.28) следует, что поверхность мениска в обоих случаях нагревается до температуры испарения. При подаче окатышей в подэлектродное пространство, в результате охлаждающего эффекта, слои металла под поверхностью мениска менее нагреты, градиент температур и соответственно теплоотвод от нее вглубь ванны выше, что уменьшает угар металла и повышается выход годного. Но при этом температура шлака в центре печи выше, что ведет к увеличению потерь от излучения шлаком.

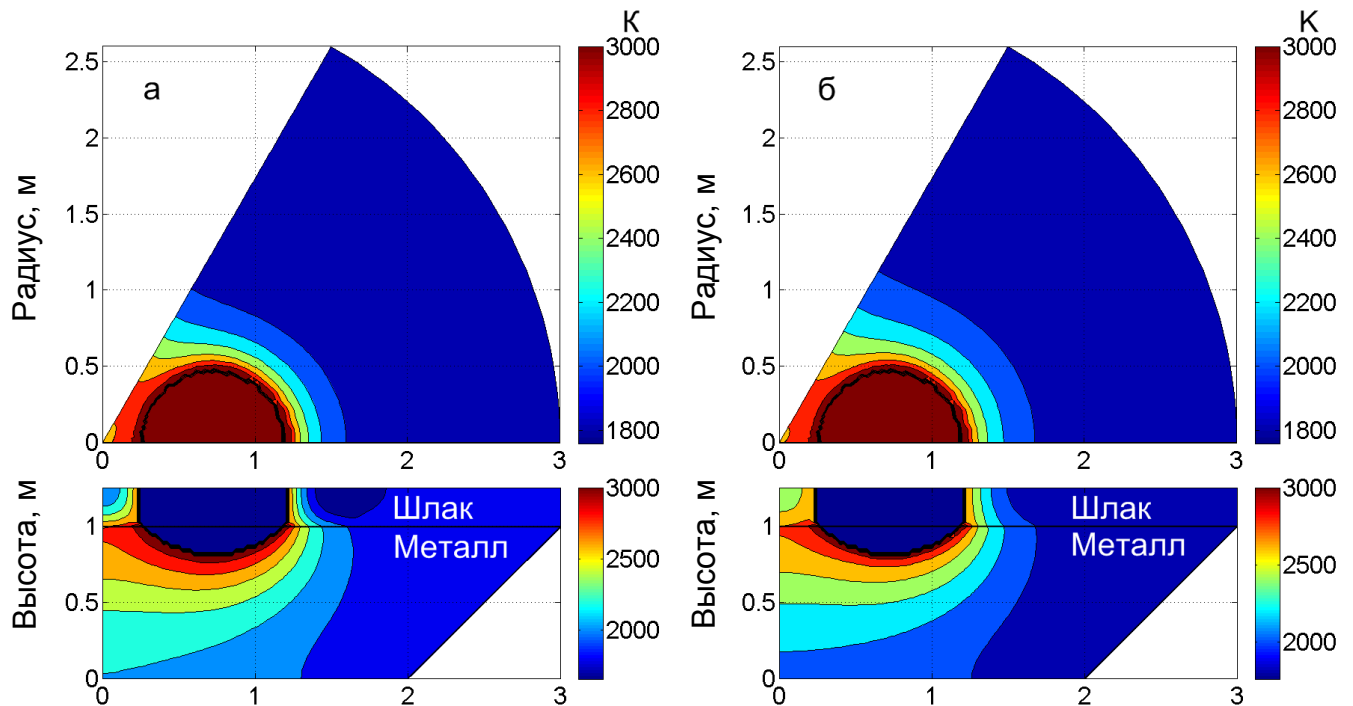


Рис. 2.28. Результаты расчетов распределения температур в объеме шлако-металлической ванны дуговой печи (а – подача окатышей на шлак в пространство между электродами; б – подача окатышей на металл в подэлектродное пространство (вверху сечения границы шлак-металл $h=H_{\text{ме}}$ (вид сверху), внизу вертикальное сечение для угла ванны печи ($\alpha=0^\circ$))

Табл. 2.4. Расчетные показатели для различных способов подачи окатышей в ванну дуговой печи

Способ подачи окатышей в ванну	на шлак в пространство между электродами	на металл в подэлектродное пространство
Тепловой поток, усвоенный металлом, МВт	64,18	73,58
Тепловой поток, усвоенный шлаком, МВт	5,142	1,645
КИТ дуг	0,768	0,833
Угар металла, кг/с	1,265	0,0056
Потери тепла через футеровку, МВт	0,931	0,929
Потери тепла излучением шлака, МВт	8,996	10,27
Средняя температура расплава межэлектродного (подэлектродного) пространства, К	1944 (2953)	2373 (2883)

2.6 Выводы по Главе 2

Результаты моделирования распределения тепловых потоков падающих от электрических дуг в рабочем пространстве печи показали, что увеличение степени экранирования дуг шлаком значительно уменьшает потоки сверху на шлак, а также на стену и свод. При этом тепло получаемое ванной растет в основном за счет шлаковой поверхности мениска. Это приводит к увеличению перегрева шлака и соответственно теплового потока от него к металлу. При полном экранировании дуги излучение сконцентрировано в малом объеме и распределено по поверхности мениска, что может привести к испарению металла и шлака при избытке полученной энергии.

Разработана математическая модель теплового состояния ванны с учетом способа подачи окатышей, которая позволяет определять распределение температур в объеме шлако-металлической ванны, ее внешний теплообмен, КИТ дуг и угар металла из подэлектродного пространства.

Результаты моделирования для 150 т ДСП свидетельствуют об энергоэффективности способа подачи ЖМО в зону высоких температур подэлектродного пространства. Моделирование показало, что поверхность мениска при существующем и новом способах нагревается до температуры кипения. При подаче окатышей в подэлектродное пространство, в результате охлаждающего эффекта, слои металла под поверхностью мениска менее нагреты, градиент температур и соответственно теплоотвод от нее вглубь ванны выше, что уменьшает угар металла и повышается выход годного. Но при этом температура шлака в центре печи выше, что ведет к некоторому увеличению потерь от излучения шлаком. Установлено, что подача ЖМО через осевые отверстия электродов позволяет повысить КИТ дуг на 6,5%, усвоение тепла металлом через мениск на 14,5% и практически исключить угар металла в подэлектродном пространстве дуговой печи, что улучшает энерготехнологические показатели работы агрегата.

Глава 3. Исследование кинетических закономерностей процессов обезуглероживания металла в дуговой сталеплавильной печи при электроплавке ЖМО

Окисление углерода в сталеплавильных агрегатах [66,67] во многих случаях протекает в условиях отсутствия поверхностей раздела, создаваемых при внедрении в металл струй окислительных газов, например, с применением ТКГ в дуговых печах. При этом источником кислорода для окисления углерода служит окислительная атмосфера агрегата и присадки твердых окислителей. О месте преимущественного окисления углерода в отсутствие продувки металла кислородом высказано несколько точек зрения, основными из которых являются две.

Согласно первой из них местом преимущественного окисления углерода являются слои металла, которые «характеризуются соотношениями концентраций углерода и кислорода, близкими к равновесным» [66]. В соответствии со второй точкой зрения окисления углерода преимущественно развивается «на границе раздела шлак-металл и в слоях металла близких к этой границе переходной зоны» [67].

3.1 Термодинамические особенности развития окислительных процессов при обезуглероживании металла в сталеплавильных печах

Технология выплавки стали в ДСП включает окислительное рафинирование жидкого металла газообразным кислородом, где ведущую роль играет реакция обезуглероживания металлической ванны. Окислительные процессы можно представить совокупностью большого числа последовательных стадий массопереноса и химических реакций. В этом случае наиболее медленная (лимитирующая) стадия определяет скорость процесса.

В теории обезуглероживания стали, разработанной проф. С. И. Филипповым [68], принимается, что процесс лимитируется массопереносом кислорода или углерода и описывается уравнениями диффузионной кинетики. На основе этой теории разработаны кинетические модели и алгоритмы расчетов обезуглероживания и окислительных процессов [69,70]. В работах С. И. Попеля и его последователей принимается, что процесс обезуглероживания лимитируется адсорбционно-химической стадией [71].

Из существующих моделей процесса обезуглероживания согласно [72] его физико-химические особенности наиболее реально отображает модель С. И. Филиппова. В соответствии с представлениями о двух кинетических периодах процесса окисления углерода, первый описывается уравнением: $-dC/d\tau = \phi I_{O_2} / V_{me}$, (3.1)

где $dC/d\tau$ – скорость обезуглероживания ванны, %/мин; V_{me} – объем металла в ванне, м³; I_{O_2} – расход дутья, м³/мин; $\phi = 100 \cdot 24\eta_1\eta_2 / (100 \cdot 22,4) = 0,107\eta_1\eta_2$; η_1 – коэффициент использования кислорода; η_2 – содержание кислорода в дутье, %.

Во втором кинетическом периоде скорость обезуглероживания зависит от содержания углерода в расплаве и описывается уравнением: $dC/d\tau = S\beta_c[C] / V_{me}$, (3.2)

где S – поверхность, на которой происходит процесс окисления углерода, м²; β_c – коэффициент скорости массопереноса углерода в металле, м/мин; $[C]$ – содержание углерода в металле, %.

Анализ окислительных процессов [73] показывает, что при продувке легированной металлической ванны кислородом одновременно окисляются все растворенные в стали компоненты, но каждый компонент имеет свою скорость окисления, и она изменяется во время окислительного процесса.

При обезуглероживании расплавов с содержанием более 0,20 %[C] в первом периоде процесса преимущественно окисляется углерод. При достижении концентраций $\sim 0,20$ %[C] скорость окисления углерода начинает непрерывно понижаться и одновременно возрастает скорость окисления железа и других компонентов. Происходит перераспределение кислорода на окисление компонентов расплава [69]. Диффузионная и адсорбционно-химическая теории не отвечают на вопросы о причинах преимущественного окисления одного компонента по сравнению с другими, распределения и непрерывного перераспределения кислорода на окисление компонентов металлического раствора.

Анализ лабораторных экспериментов и окислительных процессов в дуговых сталеплавильных печах [69] позволяет предположить, что распределение кислорода на окисление компонентов расплава происходит в соответствии с их сродством к кислороду. Количественными характеристиками химического сродства к кислороду служат величины стандартных энергий Гиббса ΔG_i^0 и констант равновесия K_i реакций окисления.

Сравнение этих величин для реакций окисления твердого углерода и чистых металлов при температурах сталеплавильных процессов (табл. 3.1) показывает, что наибольшее сродство к кислороду имеет углерод. Сродство элементов к кислороду уменьшается в следующей последовательности: C>Cr>Fe>Mo>Co>Ni.

Табл. 3.1. Величины стандартных энергий Гиббса и констант равновесия окислительных реакций при температурах, K, сталеплавильных процессов

Номер реакции	Реакция	$\Delta G_i^0 = f(T)$, Дж/моль	ΔG_i^0 , кДж/моль			K_i		
			1850	1900	1950	1850	1900	1950
1	$2C_{(г)} + O_2 = 2CO_{(г)}$	-229030-172,13T	-547	-556	-565	$2,9 \cdot 10^{15}$	$1,9 \cdot 10^{15}$	$1,3 \cdot 10^{15}$
2	$4/3Cr_{(г)} + O_2 = 2/3Cr_2O_{3(г)}$	-754540+171,15T	-437	-429	-421	$2,3 \cdot 10^{12}$	$6,4 \cdot 10^{11}$	$1,9 \cdot 10^{11}$
3	$2Fe_{(ж)} + O_2 = 2FeO_{(ж)}$	-479650+99,08T	-296	-291	-286	$2,3 \cdot 10^8$	$1,0 \cdot 10^8$	$4,7 \cdot 10^7$
4	$Mo_{(г)} + O_2 = MoO_{2(г)}$	-491028+118,40T	-286	-266	-260	$1,2 \cdot 10^8$	$2,1 \cdot 10^7$	$9,3 \cdot 10^6$
5	$2Co_{(ж)} + O_2 = 2CoO_{(г)}$	-523420+171,54T	-206	-197	-189	$6,6 \cdot 10^5$	$2,7 \cdot 10^5$	$1,2 \cdot 10^5$
6	$2Ni_{(ж)} + O_2 = 2NiO_{(г)}$	-507520+190,46T	-155	-146	-136	$2,4 \cdot 10^4$	$1,0 \cdot 10^4$	$4,4 \cdot 10^3$

В металлической ванне компоненты находятся не в стандартных состояниях (чистые вещества), а в растворе. Сродство к кислороду зависит не только от химической природы элементов, но и от концентрации (активности) компонента в металлическом растворе. В каждом исходном состоянии (температура и состав металла и шлака) сродство компонента M к кислороду по реакции



определяется из следующего уравнения изотермы реакции:

$$\Delta G_i = \Delta G_i^0 + RT \ln \frac{a_{M_m O_n}^{2/n}}{a_M^{2m/n} p_{O_2}} = -RT \ln K_i + RT \ln D_i = -RT \ln \frac{K_i}{D_i}, \quad (3.4)$$

где ΔG_i – энергия Гиббса реакции; $\Delta G_i^0 = -RT \ln K_i$ – стандартная энергия Гиббса реакции; K_i – константа равновесия реакции; D_i – функция исходного состояния компонентов, участвующих в реакции; $a_{i(исх)}$ – активности компонентов в металлическом или шлаковом растворах в рассматриваемом исходном состоянии; $p_{O_2(исх)}$ – парциальное давление кислорода в газовой фазе. Во время продувки металла кислородом в открытом сталеплавильном агрегате можно принять, что $p_{O_2} = 1$; m, n – стехиометрические коэффициенты.

В любом исходном состоянии отклонение каждой окислительной реакции от равновесия можно оценить безразмерной величиной K_i/D_i и приведенной к единице сравнительной

величиной

$$\eta_i = \frac{K_i / D_i}{\sum_{i=1}^n (K_i / D_i)}; \sum_{i=1}^n \eta_i = 1. \quad (3.5)$$

Полученные величины η_i были приняты за коэффициенты использования кислорода на окислительные реакции в предположении равновесного распределения кислорода на окисление компонентов металлического раствора.

В процессе обезуглероживания концентрация углерода в металле понижается до сравнительно низких величин (уменьшается в 5-10 раз). Поэтому сродство углерода к кислороду также изменяется в широких пределах. Концентрации железа и легирующих элементов и их сродство к кислороду изменяются в меньших пределах.

В хромсодержащих расплавах на основе железа при высоких концентрациях углерода наибольшее сродство к кислороду имеют углерод и хром. В начале окислительного процесса в основном окисляется углерод, так как он имеет большее сродство к кислороду. По мере понижения концентрации и активности углерода непрерывно изменяются величины η_C и η_{Cr} и происходит перераспределение кислорода. В конце окислительного процесса в основном окисляется хром. Это подтверждается результатами анализа опытных плавок нержавеющей стали в ДСП [69]. В расплавах, не содержащих хром, кислород распределяется в основном на окисление углерода и железа, так как никель, кобальт и молибден имеют меньшее сродство к кислороду, чем железо и углерод (см. табл. 3.1).

Рассмотренный подход к распределению кислорода на окисление компонентов металлического раствора позволил разработать термодинамическую модель обезуглероживания расплавов Fe-C [73]. Авторы рассмотрели окислительные реакции, протекающие при продувке кислородом железоуглеродистого расплава при наличии шлака:



В процессе обезуглероживания металлической ванны изменяются концентрация и активность углерода, состав шлака и температура. Это приводит к непрерывному изменению сродства к кислороду углерода и железа. Энергии Гиббса окислительных реакций выражали уравнениями изотерм этих реакций:

$$\Delta G_{CO} = \Delta G_{CO}^0 + RT \ln \frac{P_{CO(исх)}^2}{a_{C(исх)}^2 P_{O_2(исх)}} = -RT \ln \frac{K_{CO}}{D_{CO}}; \quad (3.7)$$

$$\Delta G_{FeO} = \Delta G_{FeO}^0 + RT \ln \frac{a_{FeO(исх)}^2}{a_{Fe(исх)}^2 P_{O_2(исх)}} = -RT \ln \frac{K_{FeO}}{D_{FeO}}, \quad (3.8)$$

где

$$D_{CO} = \frac{P_{CO(исх)}^2}{a_{C(исх)}^2 P_{O_2(исх)}}; D_{FeO} = \frac{a_{FeO(исх)}^2}{a_{Fe(исх)}^2 P_{O_2(исх)}}, \quad (3.9)$$

Для сравнения величин активности растворенного углерода и растворителя (железа) их выражали от одинаковых стандартных состояний (чистые вещества), т.е. по Раулю:

$$a_C = \gamma_C x_C; a_{Fe} = \gamma_{Fe} x_{Fe}, \quad (3.10)$$

при этом коэффициенты активности углерода оценивали с использованием мольных параметров взаимодействия:

$$\ln \gamma_C = \ln \gamma_C^\infty + \varepsilon_C^C x_C + \varepsilon_C^{O_C} x_O. \quad (3.11)$$

где γ_C , γ_{Fe} – коэффициенты активности углерода и железа; γ_C^∞ – коэффициент активности углерода в бесконечно разбавленном растворе в жидком железе;

$$\ln \gamma_C^\infty = \frac{2718}{T} - 2,013 \quad [70]; \quad (3.12)$$

ε_C^c , ε_C^o – мольные параметры взаимодействия углерода в разбавленных растворах в жидком железе при температуре 1600 °С, $\varepsilon_C^c = 12,8$; $\varepsilon_C^o = -20,3$; x_C , x_{Fe} , x_O – мольные доли углерода, железа и кислорода.

В расчетах D_{CO} принимали, что $p_{CO(исх)} = 1$. При обезуглероживании расплавов Fe-C мольная доля железа стремится к единице: $x_{Fe} \rightarrow 1$. Поэтому принимали, что поведение растворителя (железа) подчиняется закону Рауля: $\gamma_{Fe} \rightarrow 1$, $a_{Fe} = x_{Fe} \rightarrow 1$. Активности оксида железа в окислительном шлаке зависят от его состава и температуры и могут быть рассчитаны по уравнениям модели регулярного ионного раствора В. А. Кожеурова [74]:

$$a_{FeO} = \gamma_{FeO} x_{FeO}, \quad (3.13)$$

$$\ln \gamma_{FeO} = \frac{1000}{T} [2,18x_2x_5 + 5,9(x_3 + x_4)x_5], \quad (3.14)$$

где x_2 , x_3 , x_4 , x_5 – мольные доли MnO, CaO, MgO и SiO₂ в шлаке.

Концентрация оксида железа $x_{FeO} = x_1$ увеличивается по мере окисления железа кислородом. В каждом исходном состоянии ее можно оценить, если задаться начальным составом и начальной массой шлака. В первом (грубом) приближении можно принять, что $a_{FeO} = \text{const}$, например $a_{FeO} = 0,1$ в первый период окислительного процесса при относительно высоких концентрациях углерода.

Коэффициенты использования кислорода на окисление углерода и железа рассчитываются по уравнениям

$$\eta_C = \frac{(K/D)_{CO}}{\sum (K/D)_i}; \quad \eta_{Fe} = \frac{(K/D)_{FeO}}{\sum (K/D)_i}. \quad (3.15)$$

Расчет окислительного процесса по данным уравнениям предполагает разделение его на короткие промежутки времени $\Delta\tau$, за которые на окислительные реакции расходуется Δn_{O_2} молей кислорода. В рамках рассматриваемой термодинамической модели принимается равновесное распределение кислорода на окисление компонентов. Аргументом в расчетах является расход кислорода, функциями – составы и массы металла и шлака, коэффициенты использования кислорода. При постоянной скорости подвода кислорода в качестве аргумента можно использовать время процесса, которое пропорционально количеству кислорода, израсходованному на окислительные реакции.

Зная количество выделенного тепла от экзотермических реакции окисления компонентов расплава при подводе Δn_{O_2} молей кислорода за время $\Delta\tau$ с учетом мощности тепловых потерь печи $Q_{\text{пот}}$ (см Глава 2) можно оценить изменение температуры металла:

$$\Delta T = \frac{(\eta_C Q_{CO} + \eta_{Fe} Q_{FeO}) \Delta n_{O_2} - Q_{\text{пот}} \Delta\tau}{c_{\text{ме}} M_{\text{ме}} + c_{\text{шл}} M_{\text{шл}}}, \quad (3.16)$$

где Q_{CO} , Q_{FeO} – тепловые эффекты реакций (3.6); $M_{\text{ме}}$, $M_{\text{шл}}$ – масса металла и шлака; $c_{\text{ме}}$, $c_{\text{шл}}$ – удельные теплоемкости жидкой стали и жидкого шлака.

Таким образом, параллельно с расчетным моделированием составов и масс металла и шлака можно моделировать и температуру металлической ванны во время окислительного периода плавки.

Подробное изучение растворов углерода и кислорода в жидком железе при низкой концентрации углерода, закономерности обезуглероживания и оценка термодинамических пределов окисления углерода, растворенного в жидком железе рассмотрены С.Н. Падериным [75].

В работе [76] проанализированы результаты исследований растворов углерода и кислорода в жидком железе и процесса обезуглероживания стали. В расчетах рекомендовано использовать следующие уравнения:

$$[C] + [O] = CO_{(r)}, K_1 = \frac{p_{CO}}{a_C a_O}, \lg K_1 = \frac{1160}{T} + 2,003; \quad (3.17)$$

$$[O] + CO_{(r)} = CO_{2(r)}, K_2 = \frac{p_{CO_2}}{p_{CO} a_O}, \lg K_2 = \frac{8718}{T} - 4,762; \quad (3.18)$$

$$[C] + CO_{2(r)} = 2CO_{(r)}, K_3 = \frac{p_{CO}^2}{p_{CO_2} a_C}, \lg K_3 = -\frac{7558}{T} + 6,765; \quad (3.19)$$

и массовые параметры взаимодействия углерода и кислорода в железе при температуре 1600 °C

$$e_C^O = 0,243, e_O^O = -0,17, e_C^C = -0,32, e_O^C = -0,421.$$

Из уравнения константы равновесия реакции (3.17) следует, что если растворы углерода и кислорода в жидком железе близки к идеальным и $p_{CO} \approx 1$, то при постоянной температуре концентрации углерода и кислорода можно связать уравнением гиперболы

$$[C][O] = m = \text{const}, \quad (3.20)$$

причем при 1600 °C константа $m = 0,0024$. Такая зависимость была получена Вагнером и Гамильтоном [77]. Маршалл и Чипман [78] выявили линейную зависимость произведения $[C][O]$ от концентрации углерода. Позднее С. И. Филиппов на основе экспериментальных исследований установил наличие минимума у этой зависимости при $[C] \approx 0,2 \%$, что связано с максимумом поверхностного натяжения железоуглеродистого расплава этого состава [68,79].

Очевидно, непостоянство произведения $[C][O]$ обусловлено тем, что растворы углерода и кислорода в жидком железе не являются идеальными и процесс обезуглероживания включает не только реакцию (3.17). При низких концентрациях углерода повышается вероятность реакции $[C] + 2[O] = CO_2$ с появлением CO_2 в газовой фазе, что приводит к понижению парциального давления CO . Величину p_{CO} можно рассчитать по реакции (3.18)

$$p_{CO} = \frac{p_{CO_2}}{K_2 a_O} = \frac{p - p_{CO}}{K_2 a_O}$$

где p – общее давление. При $p = 1$ значение p_{CO} рассчитывают по уравнению

$$p_{CO} = \frac{1}{1 + K_2 a_O}, \quad (3.21)$$

где a_O – активность кислорода в жидком растворе системы Fe-C-O.

Парциальное давление CO можно рассчитать и по реакции (3.21), выразив его через активность углерода a_C , константу равновесия K_3 и общее давление $p = 1$

$$p_{CO} = -\frac{K_3 a_C}{2} + \sqrt{\left(\frac{K_3 a_C}{2}\right)^2 + K_3 a_C}. \quad (3.22)$$

Результаты расчетов по уравнениям (3.21) и (3.22) должны совпадать.

Таким образом, отклонение произведения $[C][O]$ от гиперболической зависимости вызвано двумя причинами: произведение коэффициентов активности не является постоянным: $f_C \cdot f_O \neq \text{const}$ и зависит от состава раствора; равновесное парциальное давление CO в газовой фазе по реакции (3.17) также зависит от состава раствора, $p_{CO} \neq \text{const}$.

Рассмотрим термодинамический расчет равновесной концентрации кислорода при заданной концентрации углерода [75] по реакции (3.17)

$$[O] = \frac{p_{CO}}{K_1 f_C f_O} \cdot \frac{1}{[C]} \quad (3.23)$$

и уравнениям

$$\lg f_C = e_C^C [C] + e_C^O [O], \quad (3.24)$$

$$\lg f_O = e_O^O [O] + e_O^C [C]. \quad (3.25)$$

Он усложняется тем, что для определения коэффициентов активности f_C и f_O уже требуется знать искомую концентрацию кислорода. Полученное из (3.21)–(3.25) уравнение $\lg [O] = a - (e_O^O + e_C^O)[O]$, где $a = \lg \frac{p_{CO}}{K_1} - \lg [C] - (e_C^C + e_C^O)[C] = f([C], T, p_{CO})$ не имеет аналитического решения. Найти искомую концентрацию кислорода можно методом последовательных приближений. В нулевом приближении заданная концентрация кислорода принята равной его активности: $[C] = a_C$. Оценка активности кислорода в нулевом приближении проведена по реакции (3.17):

$$a_O^{(0)} = \frac{p_{CO}}{K_1 a_C} = \frac{1}{K_1 a_C}$$

и парциальное давление СО нулевого приближения - по реакции (3.18)

$$p_{CO}^{(0)} = \frac{1}{1 + K_2 a_O^{(0)}}$$

В первом приближении при оценке коэффициента активности углерода f_C' по уравнению (3.24) приняли, что $[O] = a_O^{(0)}$,

$$\lg f_C' = e_C^C [C] + e_C^O a_O^{(0)}$$

Активности углерода и кислорода, и парциальное давление оксида углерода первого приближения определили из уравнений

$$a_C' = f_C' [C]; \quad a_O' = \frac{p_{CO}^{(0)}}{K_1 a_C'}; \quad p_{CO}' = \frac{1}{1 + K_2 a_O'}$$

а также коэффициент активности и концентрацию кислорода в первом приближении

$$\lg f_O' = e_O^O a_O' + e_O^C [C], \quad [O]' = a_O' / f_O'.$$

Во втором приближении использованы результаты первого приближения

$$\lg f_C'' = e_C^C [C] + e_C^O [O]';$$

$$a_C'' = f_C'' [C]; \quad a_O'' = \frac{p_{CO}'}{K_1 a_C''}; \quad p_{CO}'' = \frac{1}{1 + K_2 a_O''}$$

$$\lg f_O'' = e_O^O [O]' + e_O^C [C], \quad [O]'' = a_O'' / f_O''.$$

При сравнении результатов расчетов второго и первого приближений принимается решение о целесообразности выполнения расчета в третьем приближении. Если дальнейшая корректировка нецелесообразна, то принимают результаты второго приближения как искомые.

3.2 Анализ работ по исследованию механизма обезуглероживания металла в сталеплавильных печах

Использование кислорода для продувки сталеплавильной ванны внесло изменение в механизм и кинетику окислительных процессов, причем отдельные положения механизма обезуглероживания металла кислородом остаются еще не до конца выясненными. Пока нет единого мнения о том, какие стадии процесса обезуглероживания являются наиболее медленными. При многостадийности режима обезуглероживания стали в зависимости от условий каждая из стадий может быть лимитирующей. Существуют различные точки зрения о

месте преимущественного протекания реакции выгорания углерода.

В работах [80,81] исследования режимов обезуглероживания сталеплавильной ванны в мартеновских и дуговых печах проводили с применением устройств непрерывного контроля температуры и активности кислорода.

Данные об окисленности металла по глубине мартеновской ванны представлены на рис.

3.1. Основные параметры этих плавов были следующими:

	а	б	в	г
Концентрация углерода, %	0,45	0,32	0,11	0,10
Сталь	11ЮА		08кп	
Температура, °С	1550	1570	1530	1540
Перегрев над линией ликвидуса, град	52	63	10	20

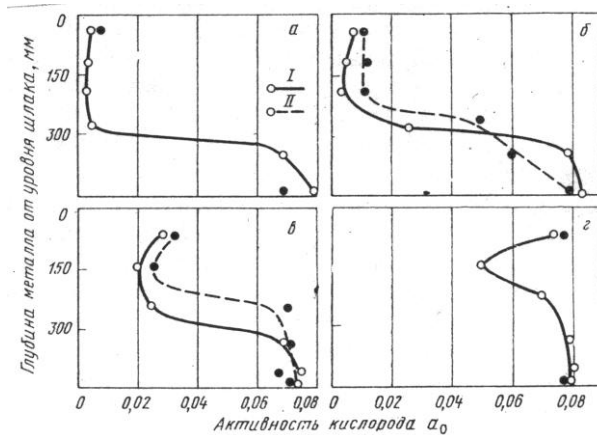


Рис. 3.1. Изменение активности кислорода в металле (a_O) по высоте мартеновской ванны на плавках а-г (в тексте): I и II - выведение и введение активометра

Неожиданным оказалось наличие у огнеупорной кладки слоя металла с высокой (0,040-0,090) активностью кислорода. Толщина этого слоя составляла не менее 50 мм. При уменьшении заглубления активометра (поднятии его вверх) активность кислорода в металле резко уменьшается. На расстоянии около 250 мм от уровня шлака величина a_O получается весьма низкой.

Характер изменения активности кислорода при введении активометра в печь II получался таким же, как и при выведении активометра от откоса печи к шлаку I.

Зародыши газовых пузырей способны к росту только в том случае, если их внутреннее

давление p_{CO} больше или по крайней мере равно внешнему $p_{вн}$:

$$p_{CO} \geq p_{вн} = p_{атм} + p_{ме} + p_{шл} + p_{кап} = p_{атм} + p_{ме} + p_{шл} + 2 \cdot 10^{-5} \sigma / r, \quad (3.26)$$

где $p_{атм}$, $p_{ме}$, $p_{шл}$ – давление атмосферы, столбов металла и шлака, Па; p_{CO} – давление CO в пузыре, Па; $p_{кап}$ – капиллярное давление, Па; σ – поверхностное натяжение, Н/м; r – радиус пузыря CO, м.

Парциальное давление CO в результате окисления углерода можно определить из константы равновесия реакции (3.17), откуда $p_{CO} = K a_C a_O$.

Для расчета при содержаниях углерода менее 1 % принимается $a_C = [\%C]$. Критический (минимальный) радиус зародыша пузыря CO $r_{кр}$ из соотношения (3.26) будет определяться поверхностным натяжением σ , окисленностью стали, учитываемой произведением $[C]a_O$ и глубиной зарождения пузыря, определяющей величину p_m :

$$r_{кр} = \frac{2\sigma}{K[C]a_O - p_{атм} - p_{ме} - p_{шл}}. \quad (3.27)$$

Необходимо учитывать, что жидкий металл стремится проникнуть в поры, имеющиеся на подине. Если принять, что сумме давлений $p_{атм} + p_{ме} + p_{шл}$, стремящихся «вдавить» металл в пору, противостоит только капиллярное давление, то максимальный размер пор $r_{п}^{max}$, еще не заполненных металлом, можно определить из соотношения:

$$r_{п}^{max} = \frac{2\sigma \cos(180 - \theta)}{p_{атм} + p_{ме} + p_{шл}}, \quad (3.28)$$

где θ – угол смачивания.

Для зарождения пузырей СО в порах огнеупорной кладки, еще не заполненных металлом, необходимо соблюдение условия:

$$r_{кр} = r_{п}^{max}$$

Расчеты [67] показывают, что размеры критических зародышей пузырей СО $r_{кр}$, которые могут возникнуть в порах при измеренных активностях кислорода в слое металла у подины и откосов, и максимальные размеры пор, которые не заполнены металлом $r_{п}^{max}$, близки по порядку величины (10^{-6} м)

Из совместного решения уравнений (3.27) и (3.28) можно найти минимально необходимую активность кислорода, при которой образуются зародыши газового пузыря на подине:

$$a_O^{min} \geq \frac{(p_{атм} + p_{м} + p_{ш})[1 + \cos(180 - \theta)]}{K[C]\cos(180 - \theta)}, \quad (3.29)$$

В это уравнение входят практически все факторы, определяющие условия образования пузырей СО в порах огнеупорной кладки. Его анализ свидетельствует о том, что на a_O^{min} наиболее сильно влияют три из них: концентрация углерода, угол смачивания и давление столба металла. Повышение температуры приводит к снижению константы K и повышению a_O^{min} . Однако влияние температуры невелико: при ее повышении на 100 град (с 1550 до 1650 °С) значение a_O^{min} увеличивается только в 1,07 раза.

В наиболее благоприятном по условиям протекания реакции окисления углерода случае полного несмачивания металлом наварного слоя подины ($\theta \approx 180^\circ$) формула (3.29) упрощается и принимает вид:

$$a_O^{min} \geq \frac{2(p_{атм} + p_{ме} + p_{шл})}{K[C]}. \quad (3.30)$$

Пусть зарождение пузырей СО происходит в самых верхних горизонтах ванны, а шлак отсутствует. Тогда $p_{ме} = 0$ и $p_{шл} = 0$, а сумма в круглой скобке будет равна $1,01 \cdot 10^5$ Па. Формула (3.30) при этом запишется в упрощенном виде:

$$a_O^{min} \geq 2 / K[C]. \quad (3.31)$$

Из константы равновесия для реакции окисления углерода следует, что равновесная активность кислорода при $p_{CO} = 1,01 \cdot 10^5$ Па равна:

$$a_O^{равн} = 1 / K[C]. \quad (3.32)$$

Сопоставление выражений (3.31) и (3.32) приводит к неожиданному выводу: для того, чтобы окисление углерода протекало с образованием газовых пузырей в порах подины, необходимая активность кислорода даже в принятых выше идеализированных условиях должна быть, по крайней мере, вдвое больше равновесной с углеродом: $p_{CO} = 1,01 \cdot 10^5$ Па должно быть $a_O^{min} \geq 2a_O^{равн}$.

При выплавке стали в 200 т электропечи (с максимальной глубиной ванны 1,5 м) для этого должно соблюдаться условие $a_O^{min} \geq 4,2a_O^{равн}$. Из уравнения (3.29), по фактически измеренным величинам a_O и известным значениям суммы $p_{атм} + p_{ме} + p_{шл}$, можно найти изменение краевого угла смачивания в период кипения.

Найденное таким путем изменение макрокреугового угла смачивания по ходу трех опытных плавов приведено на рис. 3.2. По мере обезуглероживания расплава он увеличивается примерно от 93 до 150°.

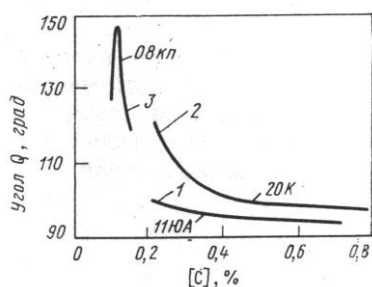


Рис. 3.2. Изменение расчетного макрокраевого угла смачивания θ по ходу трех плавов (1-3) различных сталей

Принято считать, что в процессе плавки происходит очищение поверхностного слоя подины, ошлакованной при выпуске предыдущей плавки; при этом шероховатость подины и макрокраевой угол увеличиваются. Такое изменение макрокраевого угла смачивания было зафиксировано на двух плавках (рис. 3.2, кривые 1 и 2). На плавке стали 08кп (3 на рис. 3.2) угол смачивания уменьшился со 147 до 127°. Уменьшение θ может быть связано с возрастанием содержания оксидов железа в наварном слое подины при низких концентрациях углерода.

Используя литературные данные о величине краевого угла смачивания (который в зависимости от шероховатости подины изменяется от 90 до 150°) можно по уравнению (3.20) рассчитать активность кислорода, необходимую для образования пузыря СО в порах подины. Расчет a_O^{\min} приводит к значениям, близким к фактически измеренным активометром величинам a_O у подины мартеновской печи.

На рис. 3.3 показана зависимость минимальной необходимой активности кислорода от концентрации углерода при зарождении пузырей СО в порах на различных глубинах металлической ванны при $\theta = 110^\circ$: под слоем шлака, на глубине 0,75 м (как в 150-т мартеновской печи) и 1,5 м (как в 200-т дуговой печи).

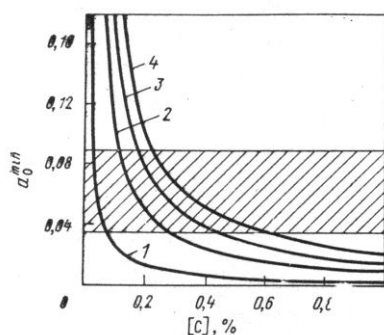


Рис. 3.3. Зависимость минимально необходимой активности кислорода для зарождения пузырей СО в порах подины от содержания углерода $[C]$ при различных глубинах ванны: 1 — равновесная кривая при $p_{CO} = 1,01 \cdot 10^5$ Па; 2 — зарождение пузырей у границы раздела металл-шлак; 3 и 4 — то же, на глубине 0,75 и 1,5 м (температура металла 1600 °С, угол смачивания $\theta = 110^\circ$)

Можно видеть, что глубина ванны и концентрация углерода значительно влияют на минимальную величину активности кислорода в расплаве, необходимую для зарождения пузырей новой фазы. Так, при высоких концентрациях углерода (1 %) для протекания реакции требуется сравнительно небольшая окисленность расплава — $a_O \geq 0,01$ в слое металла, примыкающем к шлаку, а на глубине 1,5 м для протекания реакции окисления углерода уже необходимо иметь активность кислорода почти 0,02.

По мере снижения концентрации углерода активность кислорода, необходимая для зарождения пузырей газовой фазы в порах подины и откосов на соответствующих горизонтах ванны, возрастает сначала медленно, а затем чрезвычайно быстро. Уже при 0,4 %С пузырь СО может зародиться вблизи границы раздела металл-шлак только при $a_O^{\min} = 0,025$, а на глубине 1,5 м — при $a_O^{\min} = 0,05$. При измеренных значениях активности кислорода в слое металла у подины зарождение пузырей СО невозможно ни на какой глубине при содержаниях углерода в металле меньше 0,07 %.

Повышение интенсивности продувки металла кислородом приводит не только к возрастанию скорости обезуглероживания ванны, но и к увеличению частоты пульсации э.д.с. (рис. 3.4). Экспериментально установленное переокисление металла в подшлаковой и подфурменной зонах подтверждает положение о двухстадийном механизме окисления углерода в реакционной зоне. Процесс обезуглероживания получает преимущественное развитие в

переокисленном слое металла под шлаком.

В результате исследований установили идентичный характер изменения скорости обезуглероживания v_C , окисленности металла $\Delta[O] = [O]_{\text{ф}} - [O]_{\text{с}}$ ($[O]_{\text{ф}}$ – фактическое содержание кислорода; $[O]_{\text{с}}$ – равновесное содержание кислорода) и произведения $a_O [\%C]$ в зависимости от содержания углерода (рис. 3.4). Анализ этих зависимостей показывает, что при концентрациях углерода выше критической $[C]_{\text{кр}}$ период плавки характеризуется постоянством скорости окисления углерода v_C , переокисления металла $\Delta[O]$ и произведения $a_O [\%C]$ при неизменной интенсивности продувки ванны кислородом I_{O_2} , [82,83]. Процесс обезуглероживания в объеме ванны в этот период лимитируется массопереносом кислорода, о чем свидетельствует увеличение скорости выгорания углерода с повышением интенсивности продувки [83]. В объеме реакционной зоны при этом осуществляется локальное лимитирование процесса обезуглероживания массопереносом углерода. С повышением интенсивности продувки [82] возрастает значение $[C]_{\text{кр}}$, т.е. наступает более раннее торможение процесса обезуглероживания массопереносом углерода, а также увеличивается переокисление металла, что объясняется частичным торможением режима обезуглероживания. В этой период устанавливается примерное равенство потоков кислорода, поступающего в металл и расходуемого на процесс обезуглероживания; с увеличением I_{O_2} устанавливается новое состояние квазиравновесия, характеризуемое своими значениями v_C и $\Delta[O]$.

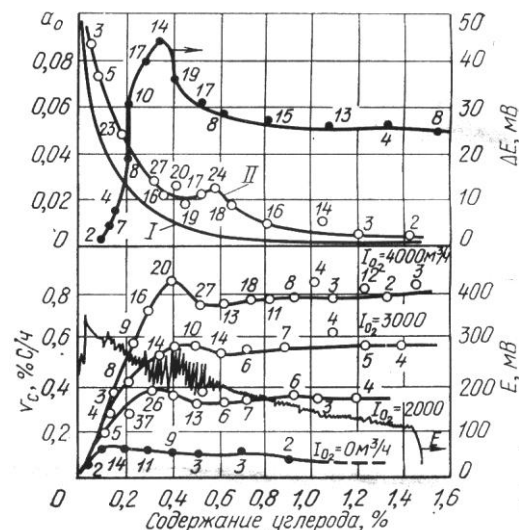


Рис. 3.4. Изменение v_C , a_O (I – равновесная, II – фактическая зависимость), E и ΔE при различной интенсивности продувки мартеновской ванны кислородом

При $[C] < 0,15-0,2\%$ скорость v_C , лимитируется скоростью массопереноса углерода, что подтверждается линейным характером изменения режима обезуглероживания в зависимости от концентрации углерода. Одновременно наблюдается затухание колебания э.д.с. на кривой непрерывного измерения [82,84], а амплитуда пульсации э.д.с. при этом постоянна по глубине ванны ниже подшлакового слоя. Переокисление металла в зоне контакта струй кислорода с расплавом и в подшлаковой зоне свидетельствует о торможении процесса обезуглероживания зарождением пузырьков CO .

Зарождение новой фазы возможно только при определенных значения $\pi = [C][O]$, превышающих среднее значение π_0 для установившегося режима v_C . При $\pi > \pi_0$ возникают условия для более интенсивного выделения пузырей CO из объема ванны, что приводит к вскипанию металла и, как следствие, уменьшению π до π_0 . При этом необходимо учитывать наличие готовых центров для зарождения газовой фазы [8], а величину критического радиуса зародыша можно оценить по выражению [82]

$$r_{\text{кр}} = \frac{2m\sigma}{[C][O]} = \frac{2m\sigma}{\pi}, \text{ где } m - \text{величина, обратная константе равновесия реакции; } \sigma - \text{поверхностное натяжение металла.}$$

Анализ приведенного уравнения показывает, что термодинамическая вероятность образования пузырьков CO выше в объемах переокисленного металла, т.е. в подшлаковых горизонтах ванны, в зоне продувки металл или на поверхности подины дуговой печи.

В работе [85] исследовали фактическое соотношение между скоростями обезуглероживания и нагрева металла, для периода плавления экспериментальным путем.

Авторы брали два соседних участка кривой понижения концентрации углерода, соответствующих по времени приблизительно 20 мин (привязывая их обычно к моментам отбора проб металла). На этих участках вычисляли скорости обезуглероживания v_{C1} и v_{C2} , которые относили к серединам интервалов. В середине каждого интервала по кривой обезуглероживания определяли концентрации углерода $[C]_1$ и $[C]_2$, по которым рассчитывали соответствующие температуры ликвидуса $t_1^л$ и $t_2^л$. Далее по кривой изменения температуры металла находили фактические температуры металла в середине упомянутых интервалов времени $t_1^ф$ и $t_2^ф$.

После этого вычисляли перегревы над линией ликвидуса как разность $\Delta t = t^ф - t^л$. Затем изменению скорости обезуглероживания $\Delta v_C = v_{C2} - v_{C1}$ ставили в соответствие изменение перегрева над температурой ликвидуса $\Delta(\Delta t) = \Delta t_2 - \Delta t_1$.

Связь между этими величинами получилась практически линейной (рис. 3.5):

$$\Delta(\Delta t) = \Delta t^ф - \Delta t^л = -|k| \Delta v_C. \quad (3.33)$$

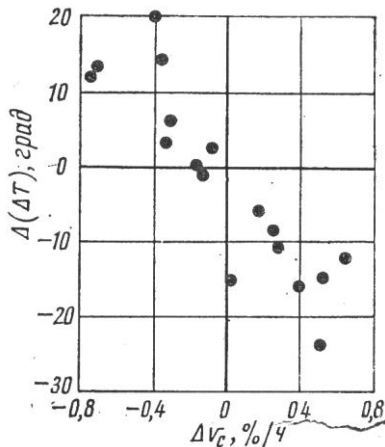


Рис. 3.5. Соотношение между изменением скорости обезуглероживания Δv_C и изменением величины перегрева над температурой ликвидуса $\Delta(\Delta t)$ за один и тот же отрезок времени в период плавления

Авторы установили, что абсолютная величина коэффициента пропорциональности увеличивается по мере повышения температуры ванны. Поэтому одно и то же изменение v_C должно приводить к большему изменению перегрева в конце периода плавления (при более высокой температуре), чем в его начале (когда температура еще сравнительно низка).

Условно спрямляя линию ликвидуса в интервале концентраций углерода 0,5-2,5%, можно выразить изменение температуры ликвидуса уравнением:

$$\Delta t^л = t_2^л - t_1^л = -85 \Delta C$$

где ΔC – изменение концентрации углерода, %.

Подстановка этого выражения в равенство (3.33) после деления обеих ее частей на интервал времени Δt дает:

$$v_t - 85 v_C = -|k| \frac{\Delta v_C}{\Delta t}, \quad (3.34)$$

где v_t – скорость нагрева металла; k – коэффициент пропорциональности.

Эта формула и характеризует соотношение между обезуглероживанием и нагревом металла в период плавления скрапа в печи с периодическим определением значения k .

Таким образом, анализ показывает, что приведенные зависимости свидетельствуют о необходимости учета параметров режима обезуглероживания при нагреве сталеплавильной ванны при различных технологических условиях, например, при использовании в дуговых печах с применением ЖМО.

3.3 Закономерности обезуглероживания металлической ванны переменной массы в дуговой печи

В условиях электроплавки ЖМО важное значение имеет режим обезуглероживания металла [32,86], что вызывает необходимость изучения физико-химических закономерностей этого процесса.

В исследовании [87] в условиях ОАО “ОЭМК” изучали особенности технологии плавления окатышей, загружаемых в ванну 150 т ДСП, при использовании двух вариантов

интенсификации процесса обезуглероживания: электроплавка с применением продувочной кислородной фурмы (А) и с использованием двух ТКГ для подогрева скрапа и подачи кислородного дутья на шлак по ходу процесса (Б) [14,88].

В окислительном рафинировании стали важную роль играет процесс обезуглероживания. Реакция окисления растворенного в железе углерода сопровождается образованием газообразного оксида углерода. Непрерывное выделение газообразного продукта реакции вызывает "кипение" жидкого металла, интенсивное перемешивание металла и шлака, ускорение других процессов окислительного рафинирования.

В теории процесса обезуглероживания стали принимается, что процесс лимитируется массопереносом углерода и кислорода и описывается уравнениями диффузионной кинетики [68]. Обезуглероживание расплава газообразным кислородом можно описать суммарной реакцией. $[C] + 1/2O_2 = CO$, где $[C]$ – концентрация углерода в жидком металле, %.

При концентрациях углерода больше некоторой критической величины ($[C] > [C]_{кр} \approx 0,15 \%$) процесс лимитируется подводом кислорода [68]. Скорость процесса обезуглероживания стали, моль/с, можно описать уравнением [69]:

$$n_C = -\frac{dn_C}{d\tau} = 2\eta_C n_{O_2}. \quad (3.35)$$

При постоянной скорости подвода кислорода ($n_{O_2} = \text{const}$) скорость обезуглероживания остается практически постоянной $n_C = \text{const}$.

В условиях непрерывной загрузки металлизированных окатышей масса металлической ванны постоянно увеличивается. Выявляются следующие особенности поведения углерода при совмещении процессов плавления окатышей и окислительного рафинирования жидкого металла;

- непрерывное разбавление концентрации углерода в металле за счет увеличения массы расплава;
- возможное непрерывное науглероживание металла углеродом, содержащимся в окатышах;
- обезуглероживание жидкого металла газообразным кислородом при непрерывном, увеличении массы.

Концентрацию углерода в металлической, ванне переменной массы как функцию времени совмещенных процессов плавления окатышей и окислительного рафинирования жидкого металла можно представить:

$$[C] = ([C]_0 G_0 + \varepsilon C_{ок} G\tau - 2,4\eta_C n_{O_2} \tau) / (G_0 + G\tau). \quad (3.36)$$

где ε – коэффициент усвоения жидким металлом углерода, содержащегося в окатышах; m_0 – начальная масса жидкого металла в печи, кг; $G = dG/d\tau$ – скорость увеличения массы жидкого металла в печи, кг/с.

Установлено что, поведение углерода будет зависеть от знака и абсолютной величины производной этой функции по времени:

$$d[C]/d\tau = (\varepsilon C_{ок} - [C]_0) G_0 G / (G_0 + G\tau)^2. \quad (3.37)$$

Если $d[C]/d\tau < 0$ или $[C] > \varepsilon C_{ок}$, то концентрация углерода в металлической ванне должна уменьшаться. Если $d[C]/d\tau > 0$ или $[C] < \varepsilon C_{ок}$, то должно происходить науглероживание металлической ванны переменной массы при плавлении углеродсодержащих окатышей.

В общем случае при совмещении процессов плавления углеродсодержащих окатышей и рафинирования ванны газообразным кислородом уравнение (3.36) предполагает криволинейную зависимость концентрации углерода от времени. Дифференцированием функции (3.36) по времени получим общую зависимость скорости изменения концентрации

углерода от времени протекания совмещенных процессов:

$$\frac{d[C]}{d\tau} = \left(\frac{d[C]}{d\tau} \right)_1 + \left(\frac{d[C]}{d\tau} \right)_2 = (\varepsilon C_{\text{ок}} - [C]_0) G_0 G / (G_0 + G\tau)^2 - 2,4\eta_C n_{O_2} G_0 / (G_0 + G\tau)^2. \quad (3.38)$$

Первое слагаемое в этом уравнении представляет суммарную скорость двух противоположных процессов: разбавление концентрации углерода в металле и науглероживание металла:

$$\left(\frac{d[C]}{d\tau} \right)_1 = (\varepsilon C_{\text{ок}} - [C]_0) G_0 G / (G_0 + G\tau)^2 \begin{matrix} > \\ < \end{matrix} 0, \quad (3.39)$$

которая уже описана, уравнением (3.37) и объяснена выше.

Второе слагаемое представляет скорость обезуглероживания металлической ванны переменной массы при относительно высоких концентрациях углерода ($[C] > [C]_{\text{кр}} \approx 0,15 \%$):

$$\left(\frac{d[C]}{d\tau} \right)_2 = -2,4\eta_C n_{O_2} G_0 / (G_0 + G\tau)^2 < 0. \quad (3.40)$$

Анализ поведения углерода в металле по уравнениям (3.37) и (3.38) физико-химической модели технологического процесса плавления металлизированных окатышей и окислительного рафинирования жидкого металла предполагает предварительное определение значений коэффициентов η_C (коэффициент использования кислорода на окисление углерода) и ε . Коэффициент η_C был установлен равным 0,92 по результатам изучения процесса обезуглероживания металлической ванны постоянной массы в 100 т дуговой печи на опытных плавках без использования окатышей [86]. Эта величина принята и в расчетах процесса обезуглероживания металлической ванны переменной массы в 100 т дуговой печи. Коэффициент ε усвоения металлом углерода, содержащегося в окатышах, может быть определен по результатам, полученным на опытных плавках [88].

Для каждой группы плавов авторы построили расчетную кривую концентрации углерода в металле в зависимости от времени процесса по уравнению (3.36) с использованием приведенных выше средних величин технологических параметров (рис. 3.6). И нанесли на график содержания углерода в пробах металла опытных плавов. Экспериментальные точки удовлетворительно укладываются вблизи расчетных кривых.

Для опытных плавов 6 и 8 построили зависимости концентрации углерода от времени процесса с использованием величин технологических параметров каждой конкретной плавки (рис. 3.7).

На графики нанесли содержания углерода в пробах металла этих плавов. На плавке 6 все три опытные точки хорошо уложились на расчетную кривую. На плавке 8 первая и третья точки также лежат на расчетной кривой. Очевидно, что использование технологических параметров конкретной плавки в уравнении (3.36) позволяет более точно прогнозировать поведение углерода в металле по ходу плавки и содержание углерода в металле в конце технологического процесса.

Для этих же опытных плавов с использованием технологических параметров каждой плавки по уравнениям (3.38)-(3.40) рассчитали величины общей скорости изменения концентрации углерода и двух ее составляющих через каждые 10 мин технологического процесса (табл. 3.2). И построили зависимости рассчитанных скоростей от времени процесса (рис. 3.7). Кривые 1, 2 и 3 на рис. 3.7 показывают, что общая скорость изменения концентрации углерода и ее составляющие непрерывно уменьшаются в течение всего технологического процесса по криволинейным зависимостям.

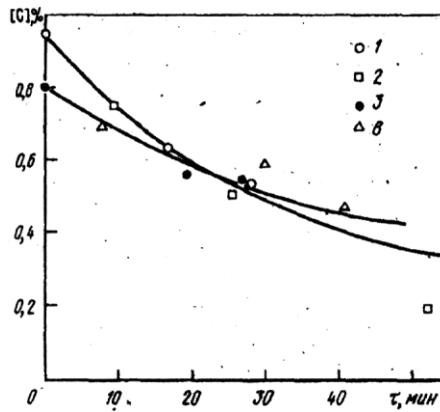


Рис. 3.6. Рассчитанные по уравнению (3.38) кривые содержания углерода в зависимости от продолжительности технологического процесса по двум группам плавков в 100 т мощной дуговой печи и содержание углерода в пробах металла опытный плавков 1, 2, 3, 8 соответственно

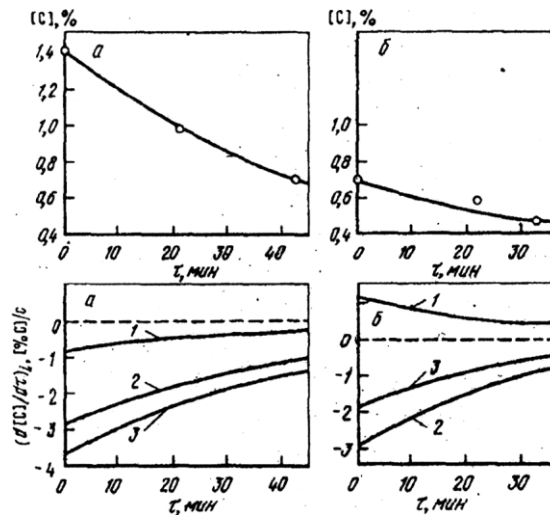


Рис. 3.7. Содержание углерода и скорость его изменения в зависимости от времени технологического процесса на опытных плавках 6 (а) и 8 (б): 1 - $(d[C]/d\tau)_1$ – суммарная скорость двух противоположных процессов: разбавления концентрации углерода и науглероживания металла; 2 - $(d[C]/d\tau)_2$ – скорость обезуглероживания металлической ванны переменной массы; 3 - $d[C]/d\tau = (d[C]/d\tau)_1 + (d[C]/d\tau)_2$ – общая скорость изменения концентрации углерода

Табл. 3.2. Скорости изменения концентрации углерода и ее составляющие на опытных плавках 6 и 8, рассчитанные по уравнениям (3.38)-(3.40)

Опытная плавка	τ , мин	$[C]$, %	$\left(\frac{d[C]}{d\tau}\right)_1 \cdot 10^4$, [%C]/c	$\left(\frac{d[C]}{d\tau}\right)_2 \cdot 10^4$, [%C]/c	$\left(\frac{d[C]}{d\tau}\right)_\Sigma \cdot 10^4$, [%C]/c
6	0	1,410	-0,822	-2,910	-3,732
	10	1,186	-0,645	-2,290	-2,935
	20	1,008	-0,520	-1,840	-2,360
	30	0,863	-0,428	-1,520	-1,948
	40	0,742	-0,359	-1,270	-1,629
	50	0,640	-0,305	-1,080	-1,385
8	0	0,690	1,235	-3,138	-1,903
	10	0,596	0,829	-2,107	-1,278
	20	0,531	0,595	-1,511	-0,916
	30	0,484	0,447	-1,137	-0,690
	40	0,447	0,349	-0,886	-0,537

На этих двух плавках наблюдается разное расположение относительно нулевого уровня кривых 1, описывающих суммарные скорости $(d[C]/d\tau)_1$. На опытной плавке 6 скорость она отрицательна. Она складывается со скоростью обезуглероживания $(d[C]/d\tau)_2$, что увеличивает общую скорость понижения концентрации углерода в металле (кривая 3 на рис. 3.7, а). На опытной плавке 8 процесс науглероживания превалирует над процессом разбавления, так как $[C]_0 = 0,69 < 0,57 \cdot 1,80 = \varepsilon C_{ок}$. Поэтому скорость $(d[C]/d\tau)_1$ положительна и вычитается из скорости обезуглероживания $(d[C]/d\tau)_2$. Это уменьшает общую скорость понижения концентрации углерода (кривая 3 на рис. 3.7, б).

Скорость плавления окатышей на границе раздела шлак - металл в ванне ДСП в существенной мере определяется условиями совместного протекания процессов нагрева и плавления окатышей [5,89] и окислительного рафинирования расплава [12,32]. Эти процессы

контролируются уровнем теплоусвоения ванны и ее перемешиванием, процессами окисления углерода в шлаке и металле [5,32].

В работе [90] изучали процессы обезуглероживания металла [5,32] при электроплавке окатышей, содержащих 1,3-1,8% и 4,0-4,5% SiO_2 . Степень металлизации окатышей составляла 94 - 96 %. Процесс обезуглероживания проходил в шлаке следующего состава: 21,9% CaO ; 45,4% CaF_2 ; 9,1% SiO_2 ; 22% Al_2O_3 ; 1,6% FeO .

Плавление железорудных окатышей осуществлялось в тигле со шлаком [14,32]. Установка позволяла непрерывно определять объем выделяющегося из расплава газа (180мл, точность ± 3 мл) при температуре 1500-1800 °С расплава. О развитии реакции судили по величине $z = V_\tau/V_0$, где V_τ – текущее значение объема газа (объем газа) к моменту времени τ ; V_0 – общий объем газа за время опыта, м^3 ; значение z характеризует относительный объем газа, выделяющийся за счет окисления углерода при плавлении окатыша.

Установлено, что изменение концентрации углерода в окатышах при их плавлении в расплаве завершается за 32-68 с. Скорость изменения концентрации углерода $\partial z/\partial \tau$ в окатышах определяется температурой шлака, а максимальное ее значение $0,05 \text{ с}^{-1}$ достигается при $z = 0,2$ (рис. 3.8) за время $\tau = 4-8$ с.

Из анализа полученных данных (рис. 3.8) следует, что скорость удаления углерода из окатышей возрастает с увеличением температуры расплава в тигле, экстремум значений $\partial z/\partial \tau$ смещается влево, что указывает на взрывной характер кипения и расплавления металлизированного сырья в ванне. Таким образом, температура расплава (шлака и металла) существенно влияет на интенсивность окисления углерода и растворения окатышей в ванне [5,88].

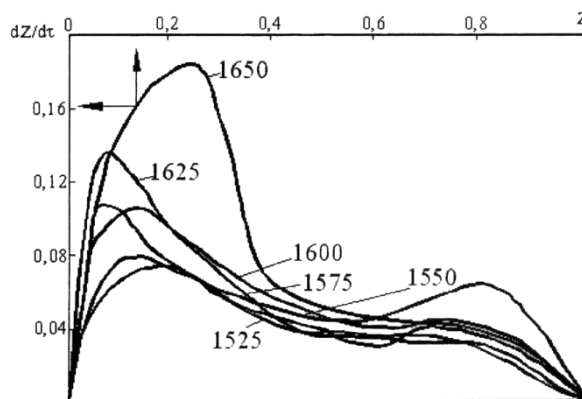


Рис. 3.8. Изменение относительного объема газа (z) при окислении углерода в окатышах за период времени их плавления в тигле при различной температуре расплава (цифры у линий, °С)

Опытные данные работ [32,89] показывают, что по ходу расплавления железорудных окатышей в ванне ДСП содержание углерода в ванне снижается (рис. 3.9). Скорость обезуглероживания и температура металла возрастают [5,89] с увеличением расхода кислорода на продувку шлака и уровня подвода энергии от дуг на ванну.

Скорость нагрева металла определяли по уравнению регрессии [88]:

$$v_t = 0,81 - 5,78v_C^0 - 0,01v_{ок} + 0,002N_{эл}; R^2 = 0,8, \quad (3.41)$$

где $v_C^{\Sigma} = v_{C1} + v_{C2}$ – общая скорость изменения концентрации углерода; v_{C1} , v_{C2} – скорости разбавления углеродом (науглероживания) металла и окисления углерода в расплаве (шлаке и металле), $\%[\text{C}]/\text{мин}$; $N_{эл}$ – мощность электрических дуг, кВт.

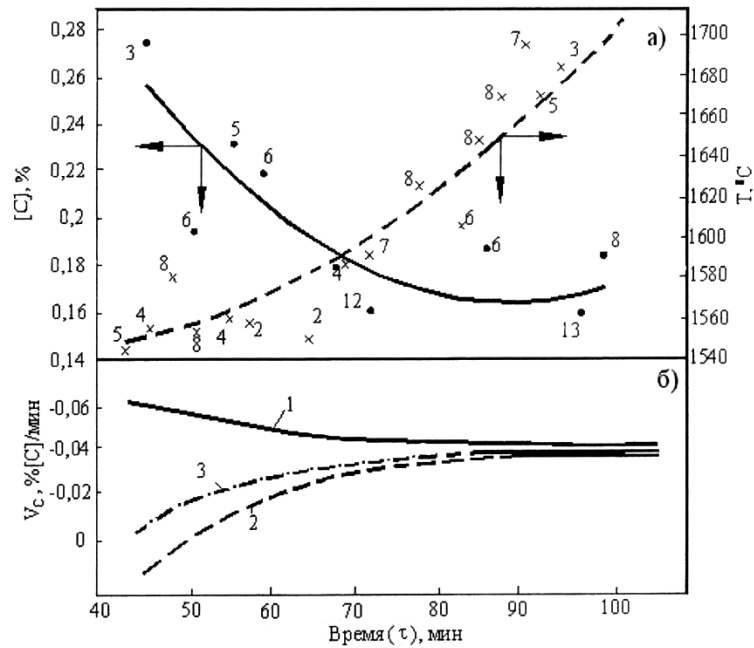


Рис. 3.9. Изменение содержания углерода в металле (—) и температуры металла (---) по ходу плавки (а), также изменение по ходу электроплавки скорости разбавления и науглероживания металла кривая 1, скорости окисления углерода в металле кривая 2 и обобщенной (усредненной) скорости обезуглероживания металла в ванне ДСП кривая 3 (б). Цифры у точек означают количество проб металла и измерений его температуры по ходу электроплавки

Значение общей скорости изменения концентрации углерода проб металла из ДСП (рис. 3.9, б) находились по выражению: $v_C^{\Sigma} = ([C]_1 - [C]_2) / (\tau_2 - \tau_1)$, где $[C]_1$, $[C]_2$ – концентрация углерода в моменты τ_2 , τ_1 , %С. Значение v_{C1} находили расчетным путем [5,88].

Анализ опытных данных показывает, что общая скорость v_C^{Σ} изменения концентрации углерода и ее составляющие (v_{C1} , v_{C2}), как и концентрация углерода, непрерывно изменяются в течение всего периода подачи ЖМО в ванну ДСП.

Зависимость скорости обезуглероживания от основных факторов плавки железорудных окатышей в ДСП имеет следующий вид:

$$v_C^0 = 0,0098 - 0,71\Delta t - 0,39v_{ок} - 0,59N_{эл}; R^2 = 0,81. \quad (3.42)$$

Анализ зависимостей (3.41) и (3.42) показывает, что скорости нагрева металла и обезуглероживания возрастают с увеличением степени нагрева (температуры) металла, расхода окатышей и мощности электрических дуг. Эти параметры характеризуют теплообменные процессы в зоне плавления окатышей (на границе шлак-металл).

Результаты обработки [87] опытных данных позволили установить, что при содержании углерода в металлической ванне более 0,15 % возможны следующие режимы: I – режим с преобладающим окислением углерода в металле над процессом науглероживания расплава металлизированными окатышами на границе раздела шлак-металл; II – режим, совмещающий два противоположных процесса: разбавление расплава углеродом окатышей и науглероживание металла.

В рассматриваемых условиях текущее содержание углерода определяется уравнением:

$$[C]_{\tau} = \frac{[C]_0 G_0 + \varepsilon_{1,2} C_{ок} v_{ок} \tau - 2,4 \eta_C n_{O_2} \tau}{G_0 + v_{ок} \tau} = \frac{[C]_0 G_0 + \varepsilon_{1,2} C_{ок} v_{ок} \tau - 1,7856 \eta_C I_{O_2} \tau}{G_{\tau}}, \quad (3.43)$$

где ε – коэффициент использования углерода окатышей (ε_1 – для режима I, ε_2 – для режима II); η_C – коэффициент использования кислорода на окисление углерода, который

определяется экспериментально и составляет: 0,85 – для варианта А и 0,15 – для варианта Б.

Коэффициенты усвоения расплавом углерода окатышей определяли по результатам обработки проб металла на опытных плавках [32,87] и получили следующие корреляционные зависимости:

-для варианта А:

$$\text{режим I: } \varepsilon_1 = -0,00001C_{\text{ок}} - 0,45V_{\text{загр}} - 0,79G_0 - 0,85C_0 - 0,33I_{\text{O}_2}; R^2 = 0,77, d[C]/d\tau < 0; \quad (3.44)$$

$$\text{режим II: } \varepsilon_2 = -0,1C_{\text{ок}} - 0,07V_{\text{загр}} - 0,074G_0 - 0,15C_0 - 0,288I_{\text{O}_2}; R^2 = 0,54, d[C]/d\tau > 0; \quad (3.45)$$

-для варианта Б:

$$\text{Режим I: } \varepsilon_1 = -0,36C_{\text{ок}} - 0,53V_{\text{загр}} - 0,26G_0 - 0,7C_0 + 0,806I_{\text{O}_2}; R^2 = 0,87, d[C]/d\tau < 0. \quad (3.46)$$

Для варианта Б, при использовании ТКГ, значения коэффициента ε_2 неопределенны, поскольку в условиях высокой окисленности ванны процесс науглероживания металла отсутствует. Данное обстоятельство можно объяснить технологическими особенностями электроплавки стали с применением ТКГ, так как расход кислорода в этом случае вдвое превышает расход кислорода для варианта А.

Обработка массива опытных данных показала, что по ходу электроплавки ЖМО процесс обезуглероживания протекает при до- ($[C] < 0,15 \%$) и сверхкритических ($[C] > 0,15 \%$) областях содержания углерода [58,87].

Представляет интерес изучение особенностей окисления углерода в докритической области. Исследуя данный процесс, установили, что при режиме II усвоение углерода металлизированных окатышей при докритических концентрациях отличается от его усвоения при сверхкритических. В этом случае не происходит разбавление концентрации углерода ванны за счет подачи металлизированного сырья, так как содержание углерода в окатышах на порядок выше, чем его содержание в металле.

В результате получили следующую зависимость:

$$[C]_{\tau} = \frac{[C]_0 G_0 + \varepsilon_{3,4} C_{\text{ок}} V_{\text{загр}} \tau - (1 - \exp(-\gamma\tau))([C]_p - [C]_0)}{G_0 + V_{\text{загр}} \tau}, \quad (3.47)$$

где γ – кинетическая константа процесса обезуглероживания металла при докритических концентрациях углерода, с^{-1} , которая определена обработкой данных опытных плавков. При этом, $\gamma = 7,26 \cdot 10^{-4} \pm 8,16 \cdot 10^{-5}$ для режима А и $7,04 \cdot 10^{-4} \pm 6,48 \cdot 10^{-5}$ для режима Б. $[C]_p$ – минимальная равновесная концентрация углерода в сталеплавильной ванне, определяется на основе термодинамических расчетов. Значения коэффициентов усвоения углерода металлизированных окатышей ε_3 – для режима I и ε_4 – для режима II, определены аналогичным образом, как и $\varepsilon_1, \varepsilon_2$, и равны соответственно:

-для варианта А:

$$\text{режим I: } \varepsilon_3 = -0,37C_{\text{ок}} - 0,1V_{\text{загр}} - 0,039G_0 - 0,12C_0; R^2 = 0,77, d[C]/d\tau < 0; \quad (3.48)$$

$$\text{режим II: } \varepsilon_4 = -0,59C_{\text{ок}} - 0,08V_{\text{загр}} - 0,17G_0 - 0,4C_0; R^2 = 0,77, d[C]/d\tau > 0; \quad (3.49)$$

-для варианта Б:

$$\text{Режим I: } \varepsilon_3 = -0,46C_{\text{ок}} - 0,56V_{\text{загр}} - 0,02G_0 - 0,34C_0; R^2 = 0,54, d[C]/d\tau < 0; \quad (3.50)$$

$$\text{режим II: } \varepsilon_4 = -0,23C_{\text{ок}} - 0,353V_{\text{загр}} - 0,229G_0 - 0,351C_0; R^2 = 0,62, d[C]/d\tau > 0. \quad (3.51)$$

Полученные уравнения (3.44)-(3.46) и (3.48)-(3.51) имеют высокие коэффициенты корреляции, что свидетельствует о надежности полученных зависимостей. Расчетные и экспериментальные данные коэффициентов использования углерода металлизированных окатышей железоуглеродистым расплавом представлены в табл. 3.3.

Табл. 3.3. Экспериментальные и расчетные значения коэффициентов усвоения расплавом углерода металлизированных окатышей

Вариант	Режим выплавки с преобладанием	При докритических концентрациях, ($[C] < 0,15\%$)		При сверхкритических концентрациях, ($[C] > 0,15\%$)	
		Эксперимент	Расчет	Эксперимент	Расчет
А	Обезуглероживания	0,034	0,031	0,47	0,5
	Науглероживания	0,068	0,07	0,94	0,91
Б	Обезуглероживания	0,021	0,02	0,65	0,6
	Науглероживания	0,059	0,062	0,85	0,81

3.4 Математическое моделирование процесса обезуглероживания металла при электроплавке окатышей в дуговой печи

Существуют различные модели обезуглероживания при выплавке стали в ДСП. По принципу работы их можно разделить на балансовые [68,91,92], такие модели разрабатывали Еднерал Ф.П., Филиппов А.Ф., Поволоцкий Д.Я., и кинетические [93-95], которые рассматривали в своих работах Григорян В.А., Меджибожский М.Я., Чуйко Н. М. Также их можно подразделить на статические и динамические.

Для обеспечения наибольшего информационного подобия мы разрабатываем динамическую модель.

Схематично основные реакции обезуглероживания металла при непрерывной подаче ЖМО и использовании ТКГ в ДСП можно представить рис. 3.10.

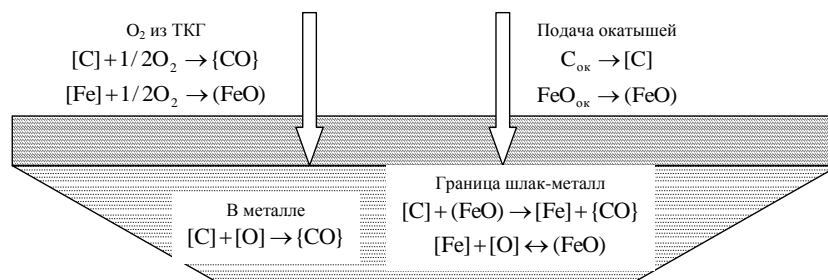


Рис 3.10. Упрощенная схема обезуглероживания в ванне ДСП при непрерывной загрузке ЖМО и использовании ТКГ.

Кинетика процесса обезуглероживания в интервале может быть представлена следующим обобщенным уравнением:

$$d[C](\tau)/d\tau = v_C, \quad (3.52)$$

где $v_C = -v_{C,1} - v_{C,2} - v_{C,3} + v_{C,4}$, % $[C]$ /мин; здесь v_C – обобщенная скорость окисления углерода в ванне дуговой печи при электроплавке ЖМО с учетом наличия составляющих [32,96] в режиме обезуглероживания, т.е. таких как: $v_{C,1}$ – скорость окисления углерода в объеме металла на поверхности пузырьков CO; $v_{C,2}$ – скорость окисления углерода на границе раздела шлак-металл; $v_{C,3}$ – скорость окисления углерода кислородом ТКГ; $v_{C,4}$ – скорость науглероживания металла за счет подачи ЖМО в ванну печи. После расшифровки составляющих (3.52) примет вид системы выражений для обезуглероживания:

$$v_C = \begin{cases} -v_{C,1} = 12/16\beta_O([O] - [O]_{p.c.}) \frac{60S_{пуз}}{V_{me}d_O} - \\ -v_{C,2} = 12/16\beta_O([O]_{p.ш.} - [O]) \frac{60S_{ш.м.}}{V_{me}d_O} - , \% [C]/\text{мин}, \\ -v_{C,3} = \rho_{O_2} a_{O_2} x_{O_2} I_{O_2} \eta_C 100 / M_{me} + \\ + v_{C,4} = v_{ок} (C_{ок} - [C]_{реакц}) / M_{me} \end{cases} \quad (3.53)$$

где V_{me} и M_{me} – объем (m^3) и масса (кг) металла в печи; β_O – коэффициент массопереноса кислорода, ($10^{-3} \div 10^{-5} m/c$); $S_{пуз}$ и $S_{ш.м.}$ – площадь поверхности пузырьков СО и поверхности шлак-металл, m^2 ; $[O]$, $[O]_{p.c.}$ и $[O]_{p.ш.}$ – содержание кислорода текущее в металле, равновесное с углеродом металла и равновесное со шлаком, %; η_C – доля кислорода на окисление углерода [73]; a_{O_2} – коэффициент усвоения кислорода ванной (для ДСП-100 $a_{O_2} = 0,8$); x_{O_2} – доля кислорода в дутье (для технического кислорода равна 0,995); $[C]_{реакц} = 12/16[O]_{ок}$ – содержание углерода окатышей идущего на довосстановление оксидов железа (FeO), содержащихся в них, %; d_O – коэффициент, учитывающий накопление кислорода в металле:

$$d_O = 1 + 0,75 \frac{p_{CO} \cdot 10^{-5}}{K_{[C]} [C]^2} \left(1 + \frac{0,22 M_{шл}}{\gamma_{(FeO)} L_O M_{me}} \right). \quad (3.54)$$

Интегрирование выражения $v_C = d[C]/dt$ дает зависимость концентрации углерода от времени, т.к. $v_C = \Delta[C]/\Delta\tau = ([C] - [C]_{нач})/(\tau - \tau_0)$, то учитывая изменение массы металла:

$$[C] = ([C]_{нач} - v_C(\tau - \tau_0)) M_{me,0} / M_{me}, \quad (3.55)$$

где τ_0 и τ – время начала и окончания окислительного процесса; $[C]_{нач}$ и $[C]$ – начальная и конечная концентрация углерода, %; $M_{me,0}$ – начальная масса металла в печи, кг.

Для нахождения равновесного с $[C]$ содержания кислорода в металле ($[O]_{p.c.}$) используем методику [75] приведенную выше (Глава 3.1).

Содержание кислорода в жидком металле при равновесии его со шлаком ($[O]_{p.ш.}$) зависит от активности оксида железа в шлаке $a_{(FeO)}$, и константы распределения L_O :

$$[O]_{p.ш.} = a_{(FeO)} / L_O. \quad (3.56)$$

При расчете образования (FeO) в шлаке используем теорию регулярных растворов [74,93-95]. Коэффициент распределения кислорода записывается следующим образом:

$$L_O = 10^{\frac{6320}{T} + 0,734}. \quad (3.57)$$

Активность (FeO) в окислительном шлаке зависит от его состава и температуры. Для ее определения воспользуемся уравнениями (3.13)-(3.14) модели регулярного ионного раствора [73].

Скорость образования $\Sigma(FeO)$ в шлаке за счет продувки воздухом или газообразным кислородом находим по формуле:

$$v_{(FeO),1} = 72/16\rho_{O_2} a_{O_2} x_{O_2} I_{O_2} \eta_{Fe}, \text{ кг/мин}, \quad (3.58)$$

где η_{Fe} – доля кислорода на окисление железа [73].

Скорость изменения $\Sigma(FeO)$ в шлаке за счёт окисления углерода в ванне печи:

$$v_{(FeO),2} = -72/12v_C M_{me} / 100, \text{ кг/мин}. \quad (3.59)$$

При плавлении окатышей происходит довосстановление оксидов железа (FeO) содержащихся в них. В случае если содержание углерода в окатышах меньше стехиометрического ($C_{ок} < [C]_{реакц}$) часть FeO из окатышей переходит в шлак. Скорость поступления $\Sigma(FeO)$ в шлак за счёт загрузки окатышей:

$$v_{(FeO),3} = v_{ок} \cdot 72/16([O]_{ок} - 16/12C_{ок})/100, \text{ кг/мин.} \quad (3.60)$$

Суммарная скорость образования $\Sigma(FeO)$ в шлаке:

$$v_{(FeO)} = v_{(FeO),1} + v_{(FeO),2} + v_{(FeO),3}. \quad (3.61)$$

Текущая масса шлака ($M_{шл}$), исходя из подачи окатышей и шлакообразующих, с учетом образующегося FeO рассчитывается по формуле:

$$M_{шл} = M_{шл,0} + (v_{ок} B/100 + v_{(FeO)} + v_{изв})(\tau - \tau_0), \quad (3.62)$$

где B – содержание пустой породы в окатышах (CaO и SiO_2), %; $v_{изв}$ – скорость подачи извести в печь, кг/мин.

Текущая масса металла ($M_{ме}$), исходя из подачи окатышей, с учетом образующегося FeO , скорости обезуглероживания и угара металла, рассчитывается по формуле:

$$M_{ме} = M_{ме,0} + ((v_{ок} Fe_{ок}^{мет} - v_{с} M_{ме,нач})/100 - 56/72 v_{(FeO)} - m_{угар})(\tau - \tau_0). \quad (3.63)$$

Текущее содержание $\Sigma(FeO)$ в шлаке можно рассчитать по формуле:

$$\Sigma(FeO) = (\Sigma(FeO)_{нач} M_{шл}/100 + v_{(FeO)}(\tau - \tau_0))100/M_{шл,0}, \quad (3.64)$$

где $\Sigma(FeO)_{нач}$ – начальное содержание $\Sigma(FeO)$ в шлаке, %.

Текущее содержание кислорода в металле в период окислительного рафинирования занимает промежуточное положение между равновесными с углеродом и со шлаком значениями (при этом, чем больше кислорода тратится на обезуглероживание и меньше поступает из шлака, тем ближе текущее значение к равновесному с углеродом). Если принять, что эти величины отличаются только по разностям концентраций и величинам реакционных поверхностей то, исходя из закона сохранения масс, можно записать $([O]_{p.c.} - [O])(S_{пуз} + S_{шл,м.}) + ([O]_{шл,м.} - [O])S_{шл,м.} = 0$, откуда выводим:

$$[O] = \frac{[O]_{p.c.}(S_{пуз} + S_{шл,м.}) + [O]_{шл,м.}S_{шл,м.}}{S_{пуз} + 2S_{шл,м.}}. \quad (3.65)$$

По мнению большинства исследователей, в условиях чистого кипения ванны электропечи зарождение пузырьков CO возможно лишь на шероховатой твёрдой поверхности, т.е. в порах подины размером от 0,1 до 1 мм, не смачиваемых металлом и заполненных газом, данный процесс подробно рассматривается в [93].

Хотя пузырьки и зарождаются только на подине, в конечном итоге реакция $[C] \rightarrow \{CO\}$ протекает во всем объёме металла, причем более энергично в верхних его слоях. Последнее обусловлено тем, что при всплывании пузырька непрерывно увеличивается его объём и поверхность, а по мере снижения ферростатического давления столба металла уменьшается равновесное $[O]_{p.c.}$ и растёт сверхравновесное $[O] - [O]_{p.c.}$ содержание кислорода. Для выяснения механизма образования газовых пузырей в ванне, используем следующий подход. Внешнее давление на пузырьки:

$$p_{CO} = p_{вн.} = p_{атм.} + (H_{ме}\rho_{ме} + H_{шл}\rho_{шл})g, \quad (3.66)$$

где $p_{атм.}$ – атмосферное давление, Па; $H_{ме}$ – высота слоя металла над пузырьком, м; $H_{шл}$ – шлака над пузырьком, м; $\rho_{ме}$ – плотность металла (6600 кг/м^3); $\rho_{шл}$ – плотность шлака (3000 кг/м^3).

Ванна ДСП в упрощенном виде представляет собой усечённый конус с углом $\alpha = 45^\circ$, направленный вниз, высотой $H_{ван.}$ Радиус большего основания конуса равен радиусу ванны печи ($R_{ван.}$). Тогда радиус пода равен $R_{под} = R_{ван.} - H_{ван.}/\tan\alpha$. Исходя из объема конуса ($V = 1/3\pi R^2 H = 1/3\pi R^2 R_{под}$) высоту слоя металла или шлака можно определить из формулы:

$$H = \left(\sqrt[3]{3V/(\pi \cdot \tan\alpha)} + R_{под} \right) \cdot \tan\alpha, \text{ м,} \quad (3.67)$$

где V – объем металла ($V_{\text{ме}}$) или сумарный объем расплава в печи ($V_{\text{ме}} + V_{\text{шл}}$), м^3 .

Основные параметры пузырька: объем пузырька ($V_{\text{пуз}} = 4/3\pi r^3$), м^3 ; полная поверхность пузырька ($S = 4\pi r^2$), м^2 ; где r – радиус пузырька, м .

Радиус пузырька можно рассчитать по формуле [74]:

$$r = \sqrt{2\sigma/(\rho g)}, \quad (3.68)$$

где σ – поверхностное натяжение расплава, Дж/м^2 .

Для определения площади поверхности металл-шлак используем данные расчетов [94,97]: $S_{\text{ш.м.}} = S_{\text{зер.ван.}} + 0,1S_{\text{пуз}}$ и $S_{\text{пуз}} = SN_{\text{пуз}}$, (3.69)

где $N_{\text{пуз}}$ – количество пузырей СО в кипящей ванне печи; $S_{\text{зер.ван.}}$ – площадь зеркала ванны, м^2 .

Одним из основных факторов вспенивания шлака [94] является выделение пузырьков СО.

Количество пузырей можно рассчитать по формуле: $N_{\text{пуз}} = V_{\text{СО,в}} / V_{\text{пуз}}$, (3.70)

где $V_{\text{СО,в}}$ – объем СО в ванне, м^3 ,

Скорость всплытия пузырьков при этом равна [74]: $w_{\text{СО}} \approx \sqrt{4/3rg}$. (3.71)

Объем образующегося СО определяем по формуле:

$$V_{\text{СО}} = \frac{28/12((v_{\text{C},1} + v_{\text{C},2} + v_{\text{C},3})M_{\text{ме}} + v_{\text{ок}}[C]_{\text{реакц}})}{60 \cdot 100\rho_{\text{СО}}}, \text{ м}^3/\text{с}, \quad (3.72)$$

где $\rho_{\text{СО}}$ – плотность газа пузырей, кг/м^3 .

Объем СО в ванне находим по формуле: $V_{\text{СО,в}} = V_{\text{СО}}\tau_{\text{под}} = V_{\text{СО}}H/w_{\text{СО}}$. (3.73)

Тепловой эффект от реакций:

$$q_{v_{\text{C}}} = (q_{\text{C},1}v_{\text{C},1} + q_{\text{C},2}v_{\text{C},2} + q_{\text{C},3}v_{\text{C},3} + q_{\text{C},4}v_{\text{C},4})M_{\text{ме}}/100, \quad (3.74)$$

$$q_{v_{\text{(FeO)}}} = q_{\text{(FeO),1}}v_{\text{(FeO),1}} + q_{\text{(FeO),2}}v_{\text{(FeO),2}}, \quad (3.75)$$

где q – теплоты реакций соответственно: $q_{\text{C},1} = 23,4 \text{ кДж/моль}$, для $[C] + [O] \rightarrow \{CO\}$; $q_{\text{C},2} = -98,6 \text{ кДж/моль}$, для $[C] + [FeO] \rightarrow [Fe] + \{CO\}$; $q_{\text{C},3} = 140,6 \text{ кДж/моль}$, для $[C] + 1/2O_2 \rightarrow \{CO\}$; $q_{\text{C},4} = -22,6 \text{ кДж/моль}$, для $C_{\text{ок}} \rightarrow [C]$; $q_{\text{(FeO),1}}$, $[Fe] + 1/2O_2 \rightarrow (FeO)$; $q_{\text{(FeO),2}}$, $[Fe] + [O] \leftrightarrow (FeO)$.

Потери тепла с уходящими газами составят: $q_{\text{ух,газ}} = c_{\text{СО}}V_{\text{СО}}\rho_{\text{СО}}t_{\text{СО}}$. (3.76)

где $c_{\text{СО}}$ – теплоемкость уходящих газов, $\text{Дж/(кг}\cdot\text{К)}$; $t_{\text{СО}}$ – температура уходящих газов (принимая равной температуре металла), $^{\circ}\text{C}$.

Тогда скорость нагрева шлако-металлического расплава от обезуглероживания:

$$v_{t,C} = \frac{q_{v_{\text{C}}} - q_{\text{ух,газ}}}{M_{\text{ме}}c_{\text{ме}} + M_{\text{шл}}c_{\text{шл}}}, \text{ К/мин.} \quad (3.77)$$

Уравнения (3.53)-(3.77) составляют структуру математической модели окислительно-восстановительных процессов при обезуглероживании металлического расплава в ванне дуговой печи переменной массы, которая учитывает отдельные составляющие реакции окисления углерода (v_{C}), распределение кислорода на окисление, формирование пузырьков, содержание углерода, параметры теплового состояния ванны и другие технологические факторы плавления ЖМО в печи по ходу плавки. Блок-схема алгоритма расчета параметров режима обезуглероживания и других показателей работы дуговой печи с применением непрерывной подачи окатышей в ванну представлена на рис. 3.11. Программа расчета реализована в среде программирования MATLAB (Приложение 3).

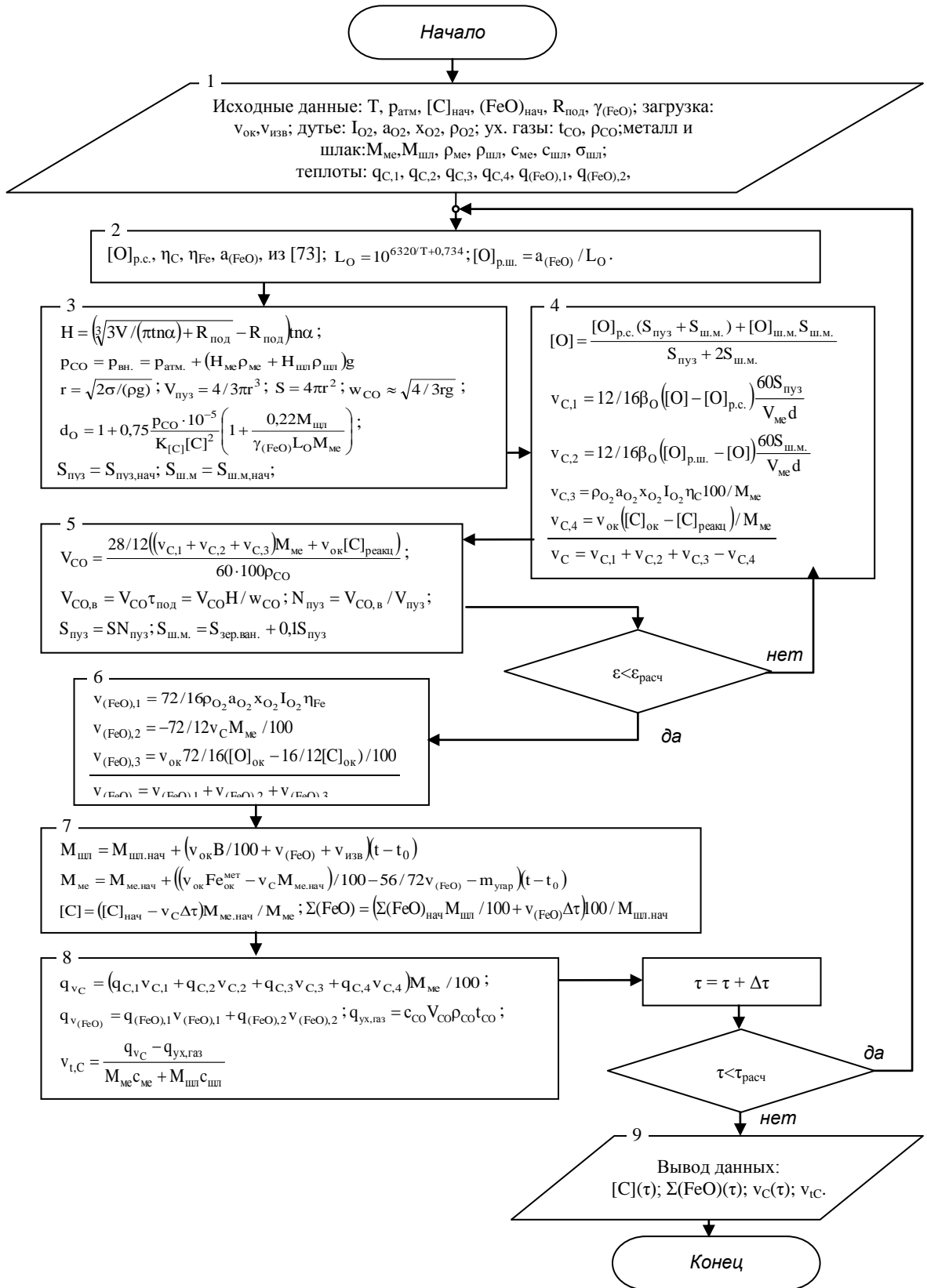


Рис. 3.11. Блок-схема алгоритма расчета параметров режима обезуглероживания металла в дуговой печи с применением непрерывной подачи ЖМО в ванну

В начале расчета задаются исходные данные (блок 1) (температура, масса и состав металла и шлака, состав окатышей, скорости подачи окатышей и извести, кислорода дутья и теплофизические параметры и тепловые эффекты рассчитываемых реакций).

Из текущей температуры определяем константы реакций и коэффициент распределения

кислорода между металлом и шлаком (блок 2). Полученные данные используем для расчета равновесных содержаний кислорода в металле. Из размеров ванны печи и количества шлака и металла находим высоту слоя металла ($H_{\text{ме}}$) и толщину шлака ($H_{\text{шл}}$), из которых определяем расчетное давление на пузырьки СО в металле и рассчитываем их параметры в ванне (блок 3). Также задаем первое приближение величин поверхностей шлак-металл и пузырей в ванне. Исходя из равновесных содержаний кислорода, и реакционных поверхностей рассчитываем отдельные составляющие и суммарную скорости обезуглероживания металла (блок 4). Из скоростей определяем объем выделившегося из ванны газа и величины поверхностей шлак-металл и пузырей в ванне (блок 5). Если погрешность рассчитанных поверхностей больше заданной величины, то расчет обезуглероживания повторяем, используя полученные величины. Когда погрешность удовлетворяет заданным условиям, то сначала рассчитываем скорости поступления (FeO) в шлак (блок 6), а затем массы шлака и металла, содержание $\Sigma(\text{FeO})$ и $[\text{C}]$ для следующего периода времени (блок 7) и скорость нагрева шлако-металлического расплава от обезуглероживания металла в ДСП (блок 8). После чего проводим проверку, если текущее время τ меньше времени расчета $\tau_{\text{расч}}$, то переходим к расчету следующего промежутка времени, иначе выводим конечные данные (блок 9) и завершаем расчет.

Программа позволяет определять по ходу электроплавки концентрацию углерода $[\text{C}]$, окисленность $\Sigma(\text{FeO})$ шлака, и оценивать тепловые эффекты в результате обезуглероживания. Определяя v_{C} (3.53) и скорость нагрева металла по уравнению (3.77) представляется возможным осуществлять контроль соотношения процессов (v_i , К/мин) и (v_{C} , % $[\text{C}]/\text{мин}$) с тем, чтобы оптимизировать ход электроплавки ЖМО.

3.5 Адекватность и результаты расчетов по модели обезуглероживания

Адекватность проверяли путем сравнения расчетных значений содержания углерода в металле $[\text{C}]$ с фактическими, по данным проб металла 150 т ДСП (рис. 3.12). Разброс не превышает 5%, что свидетельствует об адекватности предложенной модели и о возможности практического использования ее алгоритма и программы для расчета управляемого окислительного рафинирования при электроплавке ЖМО в ванне дуговой печи.

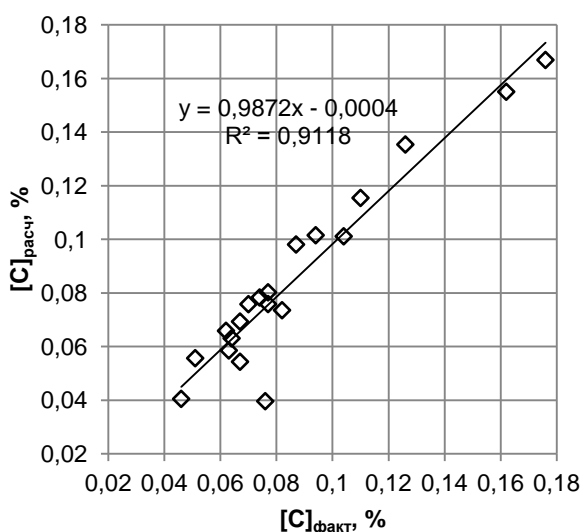


Рис. 3.12. Сравнение расчетных значений содержания углерода в металле, по предложенной модели, с фактическими, по пробам плавов 150 т ДСП

Режим загрузки, и рассчитанные окисленность шлака и скорость нагрева расплава от обезуглероживания данной плавки приведены на рис. 3.13. Как видно в середине загрузки устанавливается такой режим подачи окатышей, кислорода и извести при котором расход окатышей максимален, а содержание углерода в металле и окисленность шлака практически неизменны. При этом скорость нагрева от обезуглероживания минимальна.

Результаты моделирования параметров обезуглероживания при постоянной скорости подачи окатышей ($v_{\text{ок}} = 20; 30; 40$ кг/с) и количестве кислорода ТКГ на плавку в ванне 150 т ДСП от начала загрузки ($M_{\text{ме.нач}} = 50\text{т}$) до достижения массы металла в печи 150 т

приведены на рис. 3.14 и 3.15. Из рис. 3.14 следует, что максимальная скорость окисления углерода (кривая 3) вызвана подачей кислорода на шлак от ТКГ. Эти данные подтверждают решающий вклад кислорода от ТКГ в обезуглероживание расплава. При этом скорости $v_{C,1}$, $v_{C,2}$ являются незначительными, но оказывают свое влияние на вспенивание шлака. Общий вид кривых совпадает с опытными данными рис. 3.7. Как следует из данных рис. 3.15 при и постоянном количестве извести и кислорода на расчетный период, кривые содержания углерода в металле (поз. а) имеют вид экспоненциальной зависимости. В начальный период $[C]$ практически линейно зависит от времени, затем при $[C] = 0,2 \pm 0,05$ % скорость изменения уменьшается и на конечном отрезке практически неизменна.

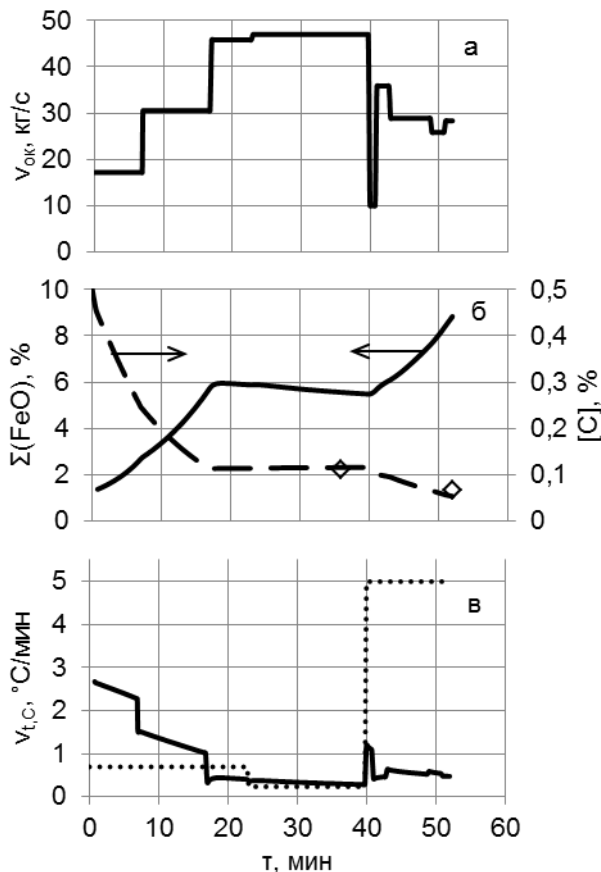


Рис. 3.13. Режим загрузки ЖМО (а), содержания углерода в металле (\diamond - пробы) и окисленность шлака (б) и скорость нагрева шлако-металлического расплава (в) от обезуглероживания (—) и суммарная по опытным данным (.....) по ходу плавки 27776

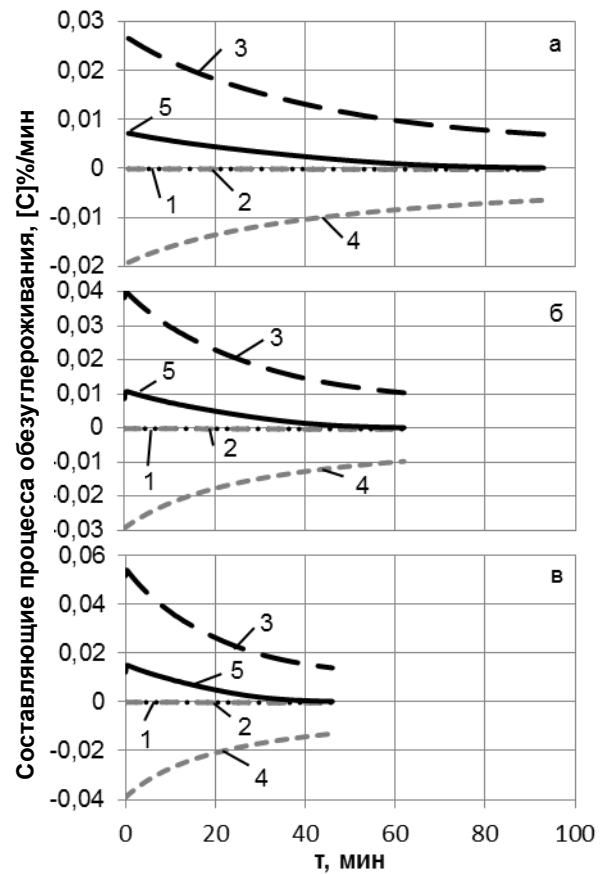


Рис. 3.14. Зависимость скоростей окисления углерода для различных составляющих режима обезуглероживания сталеплавильной ванны в 150т дуговой печи (1,2,3,4,5 - $v_{C,1}$, $v_{C,2}$, $v_{C,3}$, $v_{C,4}$ и $v_{C,5}$, % $[C]$ /мин) при непрерывной загрузке ЖМО (а - $v_{ок} = 20$ кг/с; б - $v_{ок} = 30$ кг/с; в - $v_{ок} = 40$ кг/с)

Окисленность шлака (поз. б) конечный период растет быстрее, так как при снижении содержания углерода ниже $[C] = 0,2 \pm 0,05$ % доля кислорода на углерод уменьшается, а на окисление железа соответственно увеличивается, что может увеличить потери железа со шлаком. Кривые скорости нагрева шлако-металлического расплава от обезуглероживания (поз. в) имеют вид экспоненциальной зависимости, максимальны в начальный период и непрерывно снижаются в связи с постоянным увеличением массы шлако-металлического расплава.

При расчетном моделировании обезуглероживания, определяются составы, массы и уровни металла и шлака (рис 3.16) и объем выделяющихся газов (рис. 3.17), что также можно использовать для расчета температуры металлической ванны и управления режимом загрузки ЖМО.

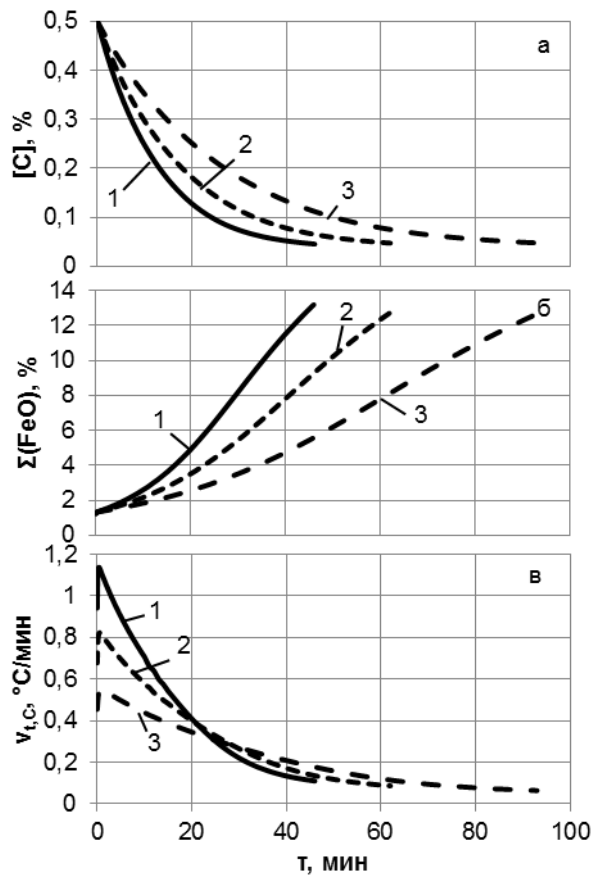


Рис. 3.15. Характер изменения содержания углерода в металле (а), окисленности шлака (б) и скорости нагрева шлако-металлического расплава от обезуглероживания (в) по ходу плавки при непрерывной загрузке ЖМО (1 - $v_{ок} = 40$ кг/с; 2 - $v_{ок} = 30$ кг/с; 3 - $v_{ок} = 20$ кг/с)

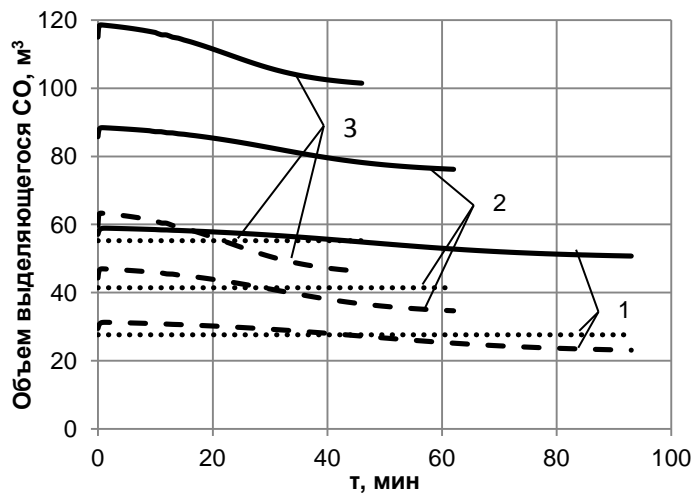


Рис. 3.17 График изменения объема выделяющегося CO из ванны (..... - от довосстановления окатышей; --- - от обезуглероживания; ——— - суммарная) из ванны печи по ходу плавки при различных скоростях непрерывной загрузки ЖМО (1 - $v_{ок,1} = 40$ кг/с; 2 - $v_{ок,2} = 30$ кг/с; 3 - $v_{ок,1} = 20$ кг/с)

3.6 Выводы по Главе 3

Предложена математическая модель процесса обезуглероживания при непрерывной подаче окатышей и использовании ТКГ с учетом изменения, по ходу плавки, окисленности

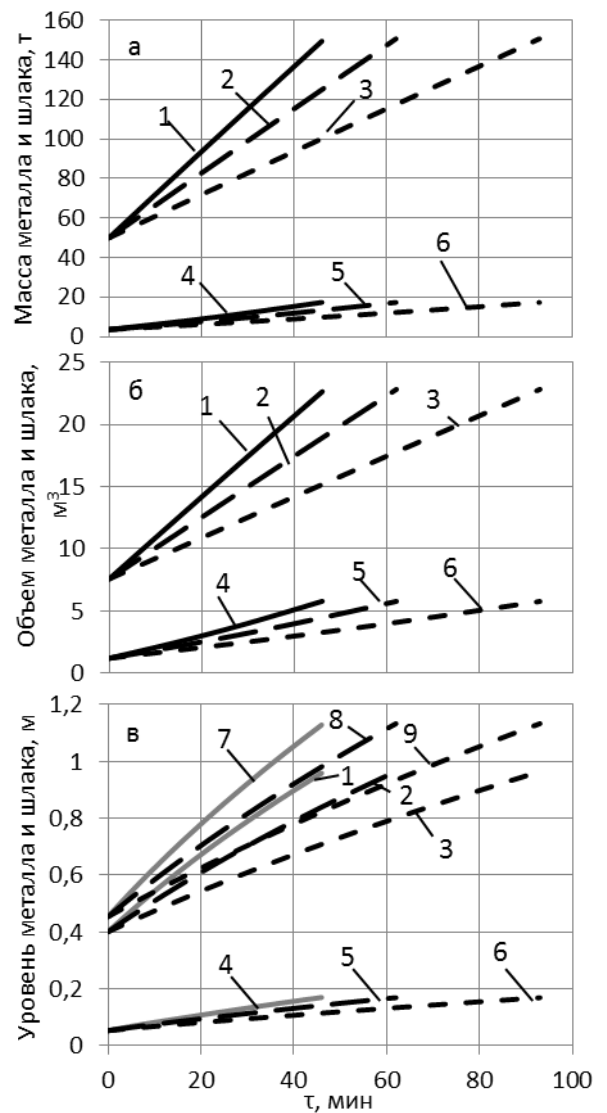


Рис. 3.16 График изменения массы (а), объема (б) и уровня (в) металла (1,2,3) и шлака (4,5,6) в ванне печи по ходу плавки (7,8,9 – суммарный уровень шлако-металлического расплава в ванне) при различных скоростях непрерывной загрузки ЖМО (1,4,7 - $v_{ок,1} = 40$ кг/с; 2,5,8 - $v_{ок,2} = 30$ кг/с; 3,6,9 - $v_{ок,1} = 20$ кг/с)

шлака и распределения кислорода на окисление компонентов расплава. Алгоритм и программу предложенной модели можно использовать для расчета управляемого окислительного рафинирования при электроплавке ЖМО в ванне дуговой печи. При расчете определяются составы, массы и уровни металла и шлака и объем выделяющихся газов, что можно использовать для расчета температуры металлической ванны и управления режимом загрузки ЖМО.

Рассчитанные окисленность шлака и скорость нагрева расплава от обезуглероживания сравнительной плавки, в ванне 150 т ДСП, показывают наличие в середине загрузки такого режима подачи окатышей, кислорода и извести при котором расход окатышей максимален, а содержание углерода в металле и окисленность шлака практически неизменны. При этом скорость нагрева от обезуглероживания минимальна.

Рассмотрены рассчитанные по модели кривые составляющих процесса обезуглероживания металла, окисленности шлака и скорости нагрева металла от обезуглероживания в течение периода плавки стали до достижения конечной массы металла в ванне 150 т ДСП при разных расходах окатышей и постоянного количества кислорода ТКГ на плавку. Данные подтверждают решающий вклад кислорода от ТКГ в обезуглероживание расплава. Общий вид кривых изменения составляющих процесса обезуглероживания совпадает с литературными и опытными данными.

Глава 4. Исследование кинетики и механизма плавления окатышей в системе дуга-шлак-металл, разработка математической модели и алгоритма расчета параметров нагрева и плавления ЖМО в ванне ДСП

Основными факторами, определяющими протекание металлургических реакций, являются перенос энергии и вещества в сочетании с химическими и фазовыми превращениями. Интенсификация существующих технологических схем производства стали, и разработка новых должны основываться на достоверных представлениях о механизме процессов и факторах, лимитирующих их протекание во времени. В то же время накопленный уровень знаний по тепломассообменным процессам и положениям физической химии, применительно к сталеплавильным технологиям, не позволяет однозначно производить точные и обоснованные расчеты продолжительности отдельных периодов плавки и прогнозировать их протекание. Результаты, полученные путем статистической обработки информации об изменении отдельных технологических и теплотехнических параметров, с целью выявления их взаимосвязи, имеют весьма ограниченную область применения. Кроме того, алгоритмы расчетов по моделям, разработанные на основании статистических исследований, являются лишь копией процесса, заключающей в себе все недостатки реального объекта. В то же время совместное решение задач тепло- и массопереноса сопряжено со значительными трудностями, при этом наиболее сложным является случай тепло- и массообмена при превращениях, связанных с изменением агрегатного состояния вещества.

Таким образом, взаимодействие стального лома или окатышей с жидкой металлической ванной представляет собой сложный тепло- и массообменный процесс, являющийся в общем случае нестационарным.

4.1 Теоретические основы взаимодействия твердого тела с железоуглеродистым расплавом

Исследование особенностей плавления стальных сплошных непрогретых тел в жидком расплаве проведено в работе [98].

Определяющую роль на скорость плавления лома оказывает диффузия углерода [99]. Экспериментальные исследования [98] показали, что концентрация углерода на внешней поверхности переходной зоны плавящегося образца соответствует линии солидус, а не ликвидус, как обычно принимается в расчетах скорости плавления [100].

Определяющее влияние на скорость диффузионного плавления оказывает температура расплава и содержание в нем углерода. Исследования [101] показали, что если пренебречь диффузионным потоком в объем твердого тела, то линейную скорость плавления v_x предварительно прогретого тела можно определить из уравнения:

$$v_x = \beta_c \frac{C_p - C_{ликв}}{C_{ликв} - C_{сол}}, \quad (4.1)$$

где β_c – коэффициент массопереноса, м/с; C – концентрация углерода; индекс «р» обозначает расплав; «ликв» и «сол» – линии ликвидус и солидус; «пов» – поверхность плавящегося тела; «лом» – лом.

Известно, что плавление непрогретого стального тела, погруженного в железоуглеродистый расплав, складывается в основном из двух периодов: теплового, при котором на поверхности образца происходит затвердевание некоторой части расплава, с последующим оплавлением застывшего слоя, и регулярного, характеризующегося изменением линейных размеров тела. Уравнение теплового баланса в поверхностном слое при этом имеет

следующий вид:

$$\alpha(t_p - t_{\text{пов}}) \pm L\rho_{\text{лом}} \frac{dx}{d\tau} = \lambda \frac{dt}{dx}, \quad (4.2)$$

где t – температура; ρ – плотность; x – убывание поверхностного слоя образца; τ – время; λ – коэффициент теплопроводности; знаки «+» и «-» характеризуют процесс выделения (или поглощения) тепла при намораживании (либо плавлении) корки.

Как установлено [98], в регулярном периоде плавления зависимости изменения радиуса погруженных в расплав цилиндров от времени носят линейный характер во всем исследованном интервале температур и составов жидкой ванны. Для расплавов, имеющих температуру $t_p \geq 1550$ °C, значения линейной скорости плавления образцов не зависят от содержания углерода в жидкой фазе (рис. 4.1), что объясняется следующим образом.

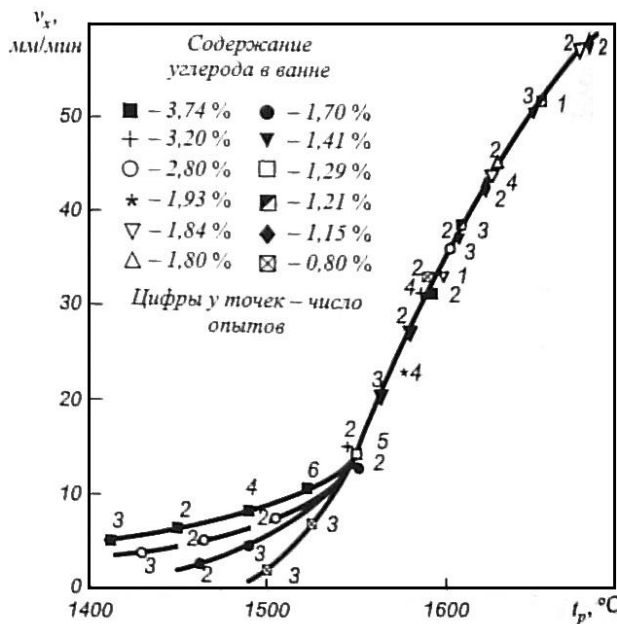


Рис. 4.1. Зависимость скорости плавления стальных цилиндров от температуры и состава жидкой ванны

Концентрация углерода в поверхностном слое образца:

$$C_{\text{пов}} = C_p - \frac{v_x \rho_{\text{лом}}}{\beta_c \rho_p} (C_p - C_{\text{лом}}). \quad (4.3)$$

При высокой линейной скорости плавления лома, в случае значительного превышения температуры расплава над температурой ликвидус образца, значение $C_{\text{пов}}$ приближается к значению $C_{\text{лом}}$.

Если считать, что взаимосвязь $t_{\text{пов}}$ и $C_{\text{пов}}$ характеризуется уравнением линии ликвидус, то постоянному значению $C_{\text{пов}}$ соответствует значение $t_{\text{пов}}$ и на величину $v_x = dx/dt$ определяющее влияние оказывает не скорость диффузии углерода в твердый поверхностный слой тела, а интенсивность подводимого теплового потока.

При $t_p \leq 1550$ °C плавление лома происходит в результате одновременного переноса тепла и углерода из объема расплава в поверхностный слой тела и величина v_x зависит от t_p и C_p , причем влияние C_p существенно (рис.4.1), что согласуется с результатами исследований [99-102]. Скорость диффузионного плавления лома может быть определена из выражения:

$$0,01\beta_c(C_p - C_{\text{пов}})\rho_p d\tau = -0,01(C_p - C_{\text{лом}})\rho_{\text{лом}} dx. \quad (4.4)$$

Если на диаграмме Fe-C параметры ванны представить точкой с координатами $(t_p; C_p)$, то ее проекции на координатные оси пересекут линию ликвидус в точках $(t_p; C_{\text{ликв}})$ и $(t_{\text{ликв}}; C_p)$. При этом температура и состав плавящегося слоя твердого тела отвечают некоторому промежуточному состоянию $(t_{\text{пов}}; C_{\text{пов}})$. Допустим, что:

$$C_{\text{пов}} = (C_p + C_{\text{ликв}})/2, \quad t_{\text{пов}} = (t_p + t_{\text{ликв}})/2. \quad (4.5)$$

Если уравнение участка кривой ликвидус представить в линеаризованном виде:

$$t_{\text{ликв}} = p - kC_{\text{ликв}}, \quad (4.6)$$

где p и k – эмпирические коэффициенты, то:

$$C_{\text{ликв}} = (p - t_p)/k, \quad (4.7)$$

тогда

$$C_{\text{пов}} = \frac{C_p k + p - t_p}{2k} = \frac{p - (t_p - C_p k)}{2k}. \quad (4.8)$$

Соответственно

$$t_{\text{ликв}} = p - kC_p, \quad t_{\text{пов}} = \frac{t_p + p - kC_p}{2} = \frac{p + (t_p - C_p k)}{2}. \quad (4.9)$$

Выражения (4.8) и (4.9) могут быть применены, если имеет место диффузионное плавление скрапа, так как в противном случае координаты горизонтальной проекции не имеют физического смысла. Приближенно:

$$t_{\text{ликв}} = 1539 - 85[C], \text{ } ^\circ\text{C}, \quad (4.10)$$

следовательно

$$C_{\text{пов}} = \frac{1539 - (t_p - 85C_p)}{170}, \quad (4.11)$$

$$t_{\text{пов}} = \frac{1539 + (t_p - 85C_p)}{2}. \quad (4.12)$$

В соответствии с (4.4) и (4.11) получим:

$$v_x = \beta_c \frac{C_p - C_{\text{пов}}}{C_p - C_{\text{лом}}} \frac{\rho_p}{\rho_{\text{лом}}} = \frac{\beta_c \rho_p (t_p - 1539 + 85C_p)}{170 \rho_{\text{лом}} (C_p - C_{\text{лом}})}. \quad (4.13)$$

В не перемешиваемой ванне $\beta_c = 2 \cdot 10^{-4} \div 3 \cdot 10^{-4} \text{ м/с}$ [102].

Сравнение расчетных и экспериментальных значений линейной скорости диффузионного плавления цилиндров показали удовлетворительное совпадение [98].

В условиях, когда температура расплава превышает температуру ликвидус образца, последний будет плавиться со скоростью, не зависящей от состава жидкой фазы (правая ветвь кривой на рис. 4.1). В этом случае линейная скорость плавления предварительно прогретого лома пропорциональна температуре расплава при постоянстве значений $[C]_{\text{пов}} = [C]_{\text{тв}}$ и $t_{\text{пов}} = t_{\text{пл.лом}}$ (здесь $t_{\text{пл.лом}}$ – температура плавления лома) для любых значений $[C]_p$. При $t_p > t_{\text{пл.лом}}$ линейная скорость плавления может быть определена из выражения (4.3), записанного в виде:

$$v_x = \frac{\alpha \Delta t}{L \rho_{\text{лом}}} = \frac{\alpha (t_p - t_{\text{пл.лом}})}{L \rho_{\text{лом}}}. \quad (4.14)$$

Из выражения (4.14) значение v_x пропорционально коэффициенту теплоотдачи α от расплава к поверхности твердого тела (окатыша и др.).

4.2 Условия образования корочки на поверхности окатышей при их плавлении в ванне дуговой печи

Период плавления ЖМО в ванне ДСП характеризуется многообразием теплофизических и физико-химических процессов.

Существенное влияние на скорость плавления ЖМО оказывает процесс образования корочки расплава на поверхности окатыша, которым нельзя пренебрегать при построении математической модели плавления. Сложность этого процесса на телах цилиндрической и сферической формы заключается в том, что для каждого момента времени скорость роста корочки ($d\delta/dx$) на поверхности различна и зависит не только от условий протекания процесса, но и от размеров тела.

Анализ данных [33] свидетельствует о влиянии диаметра окатыша и условий теплообмена между его поверхностью и средой на размеры образующейся корочки при погружении в расплав. Эти данные подтверждают вывод о том, что слой намерзающего расплава на поверхности окатыша образуется за счет превышения потока тепла (dq_1)

отводимого от поверхности тела внутрь, над потоком (dq_2), подводимым из объема расплава, т.е. рост слоя продолжается до тех пор, пока данные потоки не сравняются ($dq_1 = dq_2$).

В результате статистической обработки большого массива экспериментальных данных [10,103] получено уравнение для расчета скорости изменения радиуса окатыша при его расплавлении в ванне, в зависимости от следующих значимых факторов:

$$dr_{ок} / dt \cdot 10^3 = -0,032d_{ок} + 3,42 \cdot 10^{-4} \Delta t + 5,38W_r, \text{ м/с, } R = 0,84; \quad (4.15)$$

где $d_{ок}$ – диаметр окатыша, мм; W_r – приведенный расход газа, перемешивающий ванну [$\text{м}^3/(\text{м}^2 \cdot \text{с})$].

Скорость плавления ЖМО в ванне дуговой печи (кг/с) равна:

$$v_{пл} = \frac{dm}{dt} = 4\pi\rho_{ок}r_{ок}^2 \frac{dr_{ок}}{dt}, \quad (4.16)$$

где m – масса окатыша, кг; $r_{ок}$ – текущий радиус окатыша, м.

Совместное рассмотрение экспериментальных данных [103] и уравнения (4.16) показывает, что чем больше размер окатыша ($d_{ок}$, м), тем ниже его скорость изменения радиуса и соответственно скорость плавления. Однако, чем выше температура перегрева металла над ликвидусом (Δt) и приведенный расход газа (W_r), тем она выше. Увеличение скорости плавления за счет повышения Δt_p целесообразно лишь до пределов $50 \leq \Delta t_p \leq 100$ К. Следовательно, важным фактором повышения скорости плавления является параметр W_r , который характеризует уровень перемешивания ванны и зависит от скорости обезуглероживания металла и интенсивности продувки его кислородом.

При этом $W_r = V_{CO}/S_b$, где V_{CO} – объемная скорость выделения пузырей газа в ванне, $\text{м}^3/\text{с}$; S_b – площадь поверхности ванны на уровне границы раздела шлак-металл, м^2 .

В ДСП расход выделяемого СО определяется скоростью обезуглероживания металла, текущей массой металлической ванны и скоростью загрузки окатышей в печь.

$$V_{CO} = 0,01 \left(\frac{22,4}{12 \cdot 10^{-3}} \right) \left(\frac{v_c G_\tau}{60} \right) = 0,311 v_c G_\tau, \text{ м}^3/\text{с}. \quad (4.17)$$

С учетом изложенного, итоговое выражение для расчета скорости плавления ЖМО в ванне дуговой печи без учета влияния корочки расплава можно выразить в следующем виде:

$$v_{пл} = \begin{cases} \frac{dm}{dt} = 4\pi\rho_{ок}r_{ок}^2 \frac{dr_{ок}}{dt}, \\ dr_{ок} / dt \cdot 10^3 = -0,032d_{ок} + 3,42 \cdot 10^{-4} \Delta t + 5,38W_r, \\ W_r = V_{CO} / S_b = 0,311 v_c G_\tau / S_b, \\ G_\tau = G_0 + v_{ок} \tau, \\ \Delta t = t_{ме} - t_{ликв} = t_{ме} - (1539 - 85[C]); \end{cases} \quad (4.18)$$

Исследования [13] показали, что электроплавка ЖМО в 150 т ДСП обладает рядом особенностей, заключающихся в том, что в ходе их непрерывной подачи необходимым является синхронизация процессов нагрева и обезуглероживания металла [14,31], согласование режимов плавления и скорости их загрузки в рабочее пространство агрегата [104], а также оптимизация теплового состояния ванны.

Кроме того, в ходе непрерывной подачи ЖМО в ванну печи их плавление осуществляется [14,104] в пределах границы раздела шлак-металл, где создаются условия для образования вспененного шлака и переходной зоны шлак-металл, что оказывает влияние на физико-химические и тепломассообменные процессы электроплавки.

Экспериментальные данные по изменению окисленности шлака и металла свидетельствуют о высоком уровне окислительного потенциала в соприкасающихся фазах в

переходной зоне шлак-металл [14,104] и о заметном влиянии температуры расплава на процессы плавления ЖМО в ванне ДСП.

4.3 Интенсификация плавления окатышей при их загрузке на шлако-металлический расплав в зону воздействия электрической дуги

По данным научно-технической литературы [41,105] перспективным является опыт осуществления электроплавки окатышей в дуговой печи с трубчатыми электродами [106]. Исследования проводили в лабораторных условиях на экспериментальной ЭПУ постоянного тока (рис. 4.2), имитирующей процесс электроплавки ЖМО при их подаче в ванну дуговой печи через трубчатые электроды [105,106]. Технологический режим электроплавки ЖМО при этом определяется условиями теплогенерации и теплообмена в электрической дуге [41,54], и совместного протекания процессов нагрева и плавления окатышей в объеме шлако-металлического расплава, находящегося под воздействием высокотемпературной дуги [5,51].

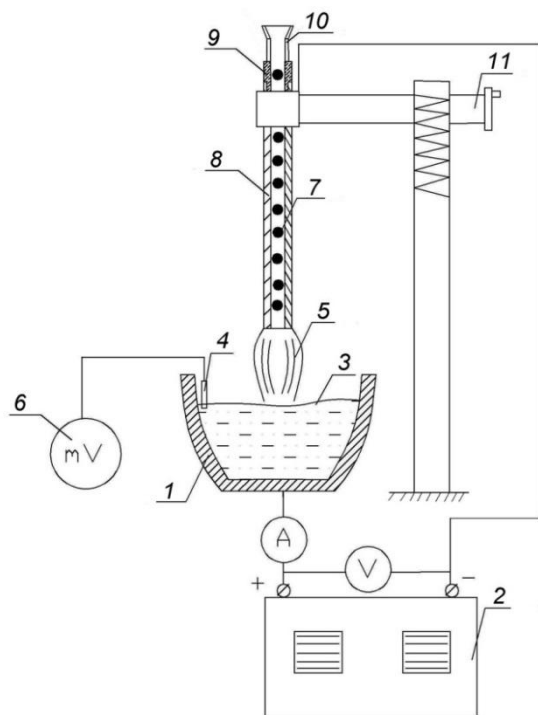


Рис. 4.2. Схема экспериментальной ЭПУ: 1 – футерованный тигель; 2 – сварочный выпрямитель ВД – 306УЗ; 3 – расплав; 4 – термопара ТВР в термозащитном корундовом колпачке; 5 – электрическая дуга; 6 – милливольтметр; 7 – металлизированные окатыши; 8 – трубчатый графитированный электрод; 9 – прокладка из токонепроводящего материала; 10 – загрузочная воронка для подачи ЖМО; 11 – механизм перемещения электрода

связи с невозможностью прямых измерений времени нагрева и плавления ЖМО, его фиксировали по времени кипения расплава за счет окисления углерода, содержащегося в окатышах, а также по интенсивности выделения искр из зоны процесса и светимости отходящих газов.

Время непрерывной загрузки ЖМО при проведении лабораторных исследований

На ЭПУ в качестве источника питания использовали сварочный выпрямитель ВД-306УЗ с номинальной мощностью 22 кВт. Для подвода тока использовали два типа графитированных электродов – сплошной и трубчатый с наружным диаметром 40 мм и внутренним 12 мм, что позволяло вводить в отверстие электрода отобранные для эксперимента окатыши диаметром 10 мм. Для получения жидкой ванны в тигле использовали шихту из металлической стружки и обрезков углеродистой стали, масса которой в ходе проведения эксперимента была одинаковой. После расплавления металлической завалки и достижения средней температуры металла 1853К [5], которую фиксировали термопарой ТВР, подавали ЖМО. Подачу вели через отверстие электрода в высокотемпературную зону воздействия дуги на поверхность расплава, где наблюдается его существенный перегрев [54], и на расстоянии 3 см от источника выделения тепла. Для дублирования измерений средней температуры жидкой ванны использовали оптический пирометр с пределом измерения температуры до 1850 °С. При этом удельную скорость загрузки ЖМО ($v_{ок}^{уд}$, г/(с·кВт)) выбирали исходя из мощности дуги ЭПУ (P_d , кВт) и скорости загрузки достигнутой на реальных ДСП, при постоянной температуре ванны [5]. В

составляло 30 с. Результаты проведенных экспериментов на ЭПУ представлены в табл. 4.1.

Из анализа полученных экспериментальных данных по длительности плавления ЖМО следует, что при подаче через трубчатые электроды время их нагрева и плавления уменьшается, за счет дополнительного подогрева [54], при прохождении через дугу, и более высокой температуры расплава, в зоне ее воздействия на поверхность ванны. Так суммарное время их плавления уменьшается в среднем на 10%, что является более эффективным по сравнению с другими технологическими вариантами подачи.

Табл. 4.1. Сравнительные данные результатов исследования длительности плавления ЖМО на ЭПУ

Тип используемого электрода на ЭПУ	Мощность электрической дуги P_d , кВт	Удельная скорость загрузки ЖМО $v_{ок}^{уд}$, г/(с·кВт)	Суммарное время плавления* загружаемых ЖМО (τ_{Σ}) в ванне ЭПУ, с	
			при подаче через трубчатый электрод	на расстоянии 3 см от дуги
Трубчатый	12,0	0,3	47	54
Обычный	12,0	0,3	-	56
Трубчатый	14,0	0,4	58	66
Обычный	14,0	0,4	-	68
Трубчатый	16,0	0,5	70	79
Обычный	16,0	0,5	-	80

Прим. * - среднее время плавления ЖМО по результатам 3 опытных плавов.

Подача ЖМО в расплав ванны дуговой печи через трубчатые электроды, в зону воздействия дуг, является важным условием технологии электроплавки стали [106], т.к. при этом осуществляется их быстрый и экономичный нагрев [5,51] и плавление. Скорости загрузки ЖМО ($v_{ок}$, кг/с) следует выбирать с учетом текущего теплового состояния ванны, которое зависит от скорости их плавления ($v_{пл}$, кг/с). При непрерывной загрузке в ванну печи нагреву подвергается не один окатыш, а их слой, то есть общая продолжительность нагрева и плавления (τ_{Σ}) зависит [5] от общей тепловоспринимающей поверхности ЖМО. Исходя из того, что масса ($m_{ок}$) и площадь ($F_{ок}$) металлизированного окатыша вычисляются по выражениям – $m_{ок} = (4/3)\pi r_{ок}^3 \rho_{ок}$ и $F_{ок} = 4\pi r_{ок}^2$ получено уравнение [51]:

$$\tau_{\Sigma} = \frac{F_{ок} \cdot n \cdot \rho_{ок} \cdot r_{ок}}{3 \cdot V_{ок}}, \quad (4.19)$$

где τ_{Σ} – суммарное время нагрева и плавления ЖМО, с; $F_{ок}$ – тепловоспринимающая поверхность окатыша, м²; n – количество окатышей, загружаемых в единицу времени, шт.

Учитывая условие, что поверхность ЖМО за бесконечно короткое время достигает температуры плавления, в то время как внутри сохраняется начальная, суммарное время нагрева и плавления единичного окатыша ($\tau_{\Sigma}^{ок}$) может быть определено в соответствии с уравнением:

$$\tau_{\Sigma}^{ок} = \frac{\left[\rho_{ок} \left(c_{ок} (t_{ок}^{пл} - t_{ок}^{н}) + L_{ок} \right) F_{ок} \right]}{q_{ок}^{cp}}, \quad (4.20)$$

где $L_{ок}$ – удельная теплота плавления окатыша, Дж/кг; $t_{ок}^{н}$ – начальная температура ЖМО при загрузке в печь, К; $t_{ок}^{пл}$ – температура плавления окатыша, К; $q_{ок}^{cp}$ – средний тепловой поток на поверхность ЖМО при нагреве от $t_{ок}^{н}$ до $t_{ок}^{пл}$, Вт/м², который равен $q_{ок}^{cp} = \int_{T_{ок}^{н}}^{T_{ок}^{пл}} \alpha_{эф} (t_p - t_{ок}) dt_{ок}$ ($\alpha_{эф}$ – эффективный коэффициент теплоотдачи, Вт/(м²·К)).

Анализируя выражения (4.19) и (4.20) можно отметить, что при постоянстве физических

свойств и размеров окатышей ($r_{ок}$) суммарное время их плавления и соответственно скорость загрузки в дуговую печь зависит от факторов теплового состояния ванны (T_p) и эффективности теплообмена [51] в системе окатыш-расплав ($\alpha_{эф}$).

Проанализируем процессы плавления ЖМО в режиме непрерывной загрузки при поддержании соответствующего уровня окисленности шлака и металла. При этом значение эффективного коэффициента теплоотдачи в зависимости от гидродинамического состояния шлако-металлического расплава характеризуется значениями $\alpha_{эф} = 1-10 \text{ кВт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$ [5]. На рис. 4.3 представлены результаты расчета суммарного времени плавления окатыша в зависимости от температуры расплава и эффективного коэффициента теплоотдачи. При расчете по формуле (4.20) были сделаны следующие допущения: 1) при нагреве от начальной до температуры плавления его теплофизические свойства не зависят от температуры; 2) окатыш имеет форму шара; 3) за счет постоянного выделения тепла от дуги температура расплава постоянна; 4) образование и расплавление слоя корочки расплава на поверхности окатыша, в виду его малой толщины, не учитываем [5].

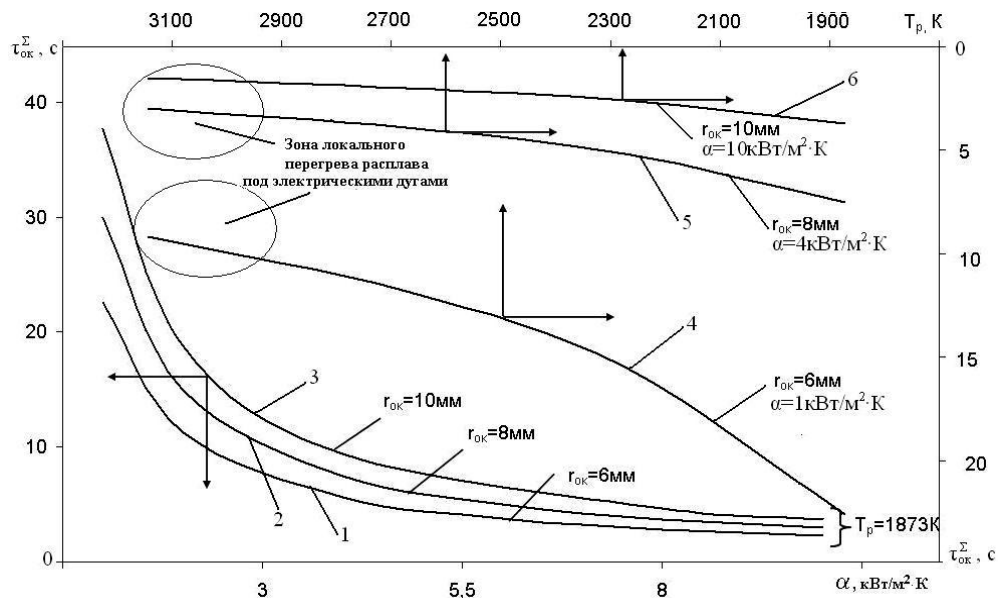


Рис. 4.3. Зависимость суммарного времени плавления единичного окатыша от эффективного коэффициента теплоотдачи и температуры расплава: 1, 2, 3 – окатыш радиусом 6, 8, 10 мм соответственно при $T_p = 1873 \text{ К}$; 4, 5, 6 – окатыш радиусом 6, 8, 10 мм и коэффициентом теплоотдачи 1, 4 и 10 $\text{кВт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$ соответственно

Из данных рис. 4.3 (кривые 1, 2 и 3) следует, что продолжительность плавления окатыша уменьшается с увеличением эффективного коэффициента теплоотдачи и температуры расплава. Так, время плавления окатыша радиусом 8 мм при $T_p = 1873 \text{ К}$ составляет 7,5 с, а при $T_p = 2673 \text{ К}$ – 4 с. Аналогичное влияние на продолжительность плавления оказывает изменение эффективного коэффициента теплоотдачи (рис. 4.3, кривые 4, 5 и 6). При $\alpha_{эф} = 1 \text{ кВт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$ время плавления окатыша радиусом 8 мм составляет 30 с, а при $\alpha_{эф} = 6 \text{ кВт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$ – 5 с соответственно.

4.4 Разработка математической модели нагрева и плавления окатыша в системе дуга-шлак-металл

Плавление окатыша в расплаве и в дуге представляет собой задачу теплопроводности с движущейся границей, которая составляет особый класс задач внутреннего теплообмена.

Наиболее часто для решения этих существенно нелинейных задач применяют различные модификации метода конечных разностей. Основная идея которых заключается в замене непрерывной области изменения пространственной переменной на конечную совокупность дискретно расположенных узловых точек. Аналогично, вместо непрерывного изменения температурного поля во времени рассматриваются значения температур в фиксированные моменты времени. [65]

4.4.1 Построение математической модели плавления окатыша вне влияния электрической дуги в ванне ДСП

Рассмотрим постановку внутренней задачи теплообмена, возникающую при расчете распределения тепла в твердых телах, при подаче ЖМО в ванну ДСП в межэлектродное пространство. Исходя из того, что температура плавления шлака меньше температуры плавления окатыша, механизм процесса плавления включает в себя следующие этапы:

1. Тепловой период, в течение которого на холодном окатыше возникает слой затвердевшего расплава, толщина которого сначала растет, а затем, по мере прогрева окатыша, уменьшается вплоть до нуля.

2. Нагрев поверхности окатыша от температуры плавления шлака до температуры плавления окатыша.

3. Плавление окатыша.

При этом учитываем, что фазовые превращения, сопровождающие охлаждение и нагрев при плавлении окатыша, приводят к нелинейности задачи теплопроводности [65].

При построении математической модели принимаем ряд допущений и ограничений:

- окатыш имеет сферическую форму и является однородным и изотропным;
- в сферической системе координат, связанной с центром окатыша, температурные поля являются осесимметричными;
- при взаимодействии окатыша с расплавом теплота не выделяется и не поглощается, жидкий расплав не проникает в поры, а теплофизические свойства окатыша характеризуются средними показателями, постоянными во всей расчетной области;
- фазовые превращения происходят при определенных температурах;
- температура окружающего окатыш расплава постоянна.

Постановка задачи.

Для первого (теплого) периода.

Особенность математического описание нагрева тела в данном случае заключается в том, что искомое температурное поле удовлетворяет одномерному уравнению теплопроводности в сферических координатах:

$$c\rho \frac{\partial T}{\partial \tau} = \frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial r} \left(r^2 \lambda \frac{\partial T}{\partial r} \right), \text{ при } 0 < r < r_{\text{пов}}(\tau), \quad (4.21)$$

где $r_{\text{пов}}(\tau)$ – функция радиуса поверхности твердого остатка окатыша, описывающая движение границы раздела, с учетом корочки, заранее неизвестна, и подлежит определению в результате решения задачи, m ; радиус твердой поверхности окатыша m ; λ – коэффициент теплопроводности, Вт/(м·К); c – удельная теплоемкость элементарного слоя, Дж/(кг·К); ρ – плотность элементарного слоя, кг/м³.

В качестве начальных условий указываем исходное распределение температур по сечению окатыша и значение его радиуса. Так как в начальный момент времени тело является равномерно прогретым:

$$t(r,0) = t_0, \quad 0 \leq r \leq r_{\text{ок}}, \quad r_{\text{пов}}(0) = r_{\text{ок}}, \quad (4.22)$$

где t_0 – начальная температура окатыша, °C; $r_{\text{ок}}$ – начальный радиус окатыша, м.

Граничное условие при $r = 0$ является следствием симметрии температурного поля:

$$\frac{\partial T(0, \tau)}{\partial r} = 0. \quad (4.23)$$

Граничные условия на движущейся межфазной поверхности (при $r = r_{\text{пов}}(\tau)$) имеют специфический вид. Первое условие определяется тем, что фазовые превращения происходят при определенных температурах:

$$t(r_{\text{пов}}(\tau), 0) = t_{\text{пл}}, \quad (4.24)$$

где $t_{\text{пл}}$ – температура плавления намерзающего или плавящегося слоя, °C.

Второе условие выражает уравнение теплового баланса на границе раздела окатыш-расплав:

$$-\lambda \frac{\partial T(r_{\text{пов}}(\tau), \tau)}{\partial r} + q_0 \pm \rho L v_{\text{пл}} = 0, \quad (4.25)$$

где $v_{\text{пл}}$ – объемная скорость кристаллизации (+) или плавления (-), м³/с.

Для второго периода (нагрев поверхности).

Искомое температурное поле в данном случае удовлетворяет уравнению (4.21) но в области $0 < r < r_{\text{ок}}$.

Начальными условиями являются распределение температур по сечению окатыша в конце первого периода и значение его радиуса.

Граничное условие при $r = 0$, аналогично предыдущему периоду (4.23)

Первое граничное условие на поверхности (при $r = r_{\text{ок}}$), аналогично условию (4.24), так как в конце периода она прогревается до температуры фазовых превращений.

Второе условие выражает уравнение теплового баланса на границе раздела окатыш-расплав и имеет вид:

$$\lambda \frac{\partial T(r_{\text{ок}}, \tau)}{\partial r} = \alpha(t_p - t(r_{\text{ок}}, \tau)). \quad (4.26)$$

Для третьего периода (плавление).

Единственное отличие от первого периода в том, что начальное распределение температур по сечению окатыша берется в конце второго периода. В остальном математическое описание аналогично первому периоду и описывается той же системой.

Построение математической модели.

Уравнение (4.21) с краевыми условиями (4.22)-(4.26) выражает математическую постановку одномерной задачи теплопроводности с движущейся границей.

Для решения используем сетку с переменным числом узлов. При этом принимаем, что за один шаг по времени граница перемещается на один шаг по координате. То есть при переходе к очередному моменту времени число шагов по координате n_k изменяется на единицу: при кристаллизации $n_{k+1} = n_k + 1$; при плавлении $n_{k+1} = n_k - 1$.

При таком подходе шаг по времени становится неизвестным и его также необходимо рассчитывать. Поэтому для решения задачи используем неявную 4-х точечную разностную схему, как безусловно устойчивую и менее громоздкую в сравнении с 6-ти точечной.

При построении разностной схемы используем метод баланса. Исходим непосредственно из законов сохранения энергии и переноса тепла, примененных к дискретному температурному полю.

Рассмотрим элементарный слой $r_{i-1/2} < r < r_{i+1/2}$ толщиной Δr , соответствующий

некоторому i -му узлу (на рис. 4.4 этот слой заштрихован), и запишем для него уравнение теплового баланса при переходе от k -го к $k+1$ -му моменту времени:

$$(t_i^{k+1} - t_i^k)(c_i^+ \rho_i^+ V_i^+ + c_i^- \rho_i^- V_i^-) = (q_{i-1/2} F_{i-1/2} + q_{i+1/2} F_{i+1/2}) \Delta \tau, \quad i = 2, \dots, n_k(\tau), \quad (4.27)$$

где $q_{i-1/2}, q_{i+1/2}$ – тепловой поток входящий в i -й элементарный слой со стороны соседнего левого и правого узла соответственно, Вт; $F_{i-1/2} = 4\pi(r_i - \Delta r/2)^2$, $F_{i+1/2} = 4\pi(r_i + \Delta r/2)^2$ – площадь левой и правой поверхностей i -го элементарного слоя соответственно, m^2 ; $V_i^- = 4/3\pi(r_i^3 - (r_i - \Delta r/2)^3)$, $V_i^+ = 4/3\pi((r_i + \Delta r/2)^3 - r_i^3)$ – объем левой и правой частей i -го элементарного слоя соответственно, m^3 ; c_i^- , ρ_i^- , λ_i^- и c_i^+ , ρ_i^+ , λ_i^+ – теплофизические свойства левой (-) и правой (+) частей i -го элементарного слоя; r_i – радиус элементарного слоя, м; Δr – шаг по координате (радиусу), м; t_i^k – температура в i -м слое в k -й момент времени, $^\circ C$; $\Delta \tau$ – шаг по времени, с.

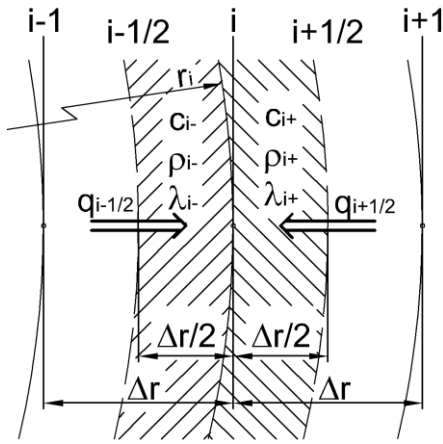


Рис. 4.4. Схема для составления теплового баланса i -го элементарного слоя окатыша

Правая часть уравнения (4.27) выражает количество тепла полученного i -м элементарным слоем (узлом) в течение интервала времени $\Delta \tau$. Левая часть выражает изменение энтальпии элементарного слоя при изменении его температуры от t_i^k до t_i^{k+1} .

Для получения замкнутой системы разностных уравнений, относительно сеточных значений температур, связываем плотности тепловых потоков с температурами в соответствующих узловых точках. Для этого используем дискретный аналог закона Фурье. Так как, используем неявную 4-х точечную разностную схему, то температуры берем в последующий, $k+1$ -й момент времени:

$$q_{i-1/2} = \lambda_i^-(t_{i-1}^{k+1} - t_i^{k+1})/\Delta r, \quad q_{i+1/2} = \lambda_i^+(t_{i+1}^{k+1} - t_i^{k+1})/\Delta r. \quad (4.28)$$

Подставим (4.28) в уравнение (4.27) для внутренних узлов и получим систему алгебраических уравнений, разностный аналог дифференциального уравнения теплопроводности в сферических координатах (4.21):

$$\frac{t_i^{k+1} - t_i^k}{\Delta \tau} \left(4\pi c_i^+ \rho_i^+ \left((r_i + \Delta r/2)^3 - r_i^3 \right) / 3 + 4\pi c_i^- \rho_i^- \left(r_i^3 - (r_i - \Delta r/2)^3 \right) / 3 \right) = 4\pi \lambda_i^-(t_{i-1}^{k+1} - t_i^{k+1}) (r_i - \Delta r/2)^2 / \Delta r + 4\pi \lambda_i^+(t_{i+1}^{k+1} - t_i^{k+1}) (r_i + \Delta r/2)^2 / \Delta r, \quad i = 2, \dots, n_k(\tau). \quad (4.29)$$

Разностное уравнение для левого граничного узла ($i=1$), соответствующее граничному условию в центре окатыша (4.23), получим, записав уравнение теплового баланса для элементарного шара радиусом $\Delta r/2$ (рис. 4.5):

$$\frac{t_1^{k+1} - t_1^k}{\Delta \tau} 4\pi c_1 \rho_1 (\Delta r/2)^3 / 3 = 4\pi \lambda_1 (t_2^{k+1} - t_1^{k+1}) (\Delta r/2)^2 / \Delta r. \quad (4.30)$$

Для правого граничного узла ($i=n_k+1$), запишем разностное уравнение, соответствующее граничному условию (4.24) на межфазной поверхности окатыша:

$$t_{n_k+1}^{k+1} = t_{пл}. \quad (4.31)$$

Для того чтобы получить разностный аналог граничного условия (4.25), запишем уравнение теплового баланса для нового граничного узла, соответствующего $(n_{k+1}+1)$ элементарному слою (рис. 4.6).

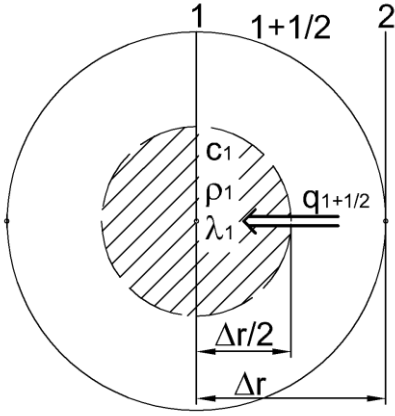


Рис. 4.5. Схема для составления теплового баланса для центра окатыша

- в случае расплавления слоя ($n_{k+1} = n_k - 1$), внешний тепловой поток больше потока отводимого от межфазной границы (рис. 4.6, а):

$$4\pi \frac{\lambda_{n_k}^-}{\Delta r} (t_{n_{k+1}}^{k+1} - t_{n_{k+1}+1}^{k+1}) (r_{n_k} - \Delta r/2)^2 + 4\pi \alpha (t_p - t_{n_k}^{k+1}) (r_{n_k})^2 +$$

$$+ \frac{4}{3} \pi \rho_{n_k}^+ L_{n_k}^+ \frac{(r_{n_{k+1}} - \Delta r)^3 - (r_{n_{k+1}+1})^3}{\Delta \tau} -$$

$$- \frac{t_{n_k}^{k+1} - t_{n_k}^k}{\Delta \tau} \left(\frac{4\pi c_{n_k}^+ \rho_{n_k}^+ ((r_{n_k} + \Delta r/2)^3 - (r_{n_k})^3)/3 +}{+ 4\pi c_{n_k}^- \rho_{n_k}^- ((r_{n_k})^3 - (r_{n_k} - \Delta r/2)^3)/3} \right) = 0 \quad (4.32)$$

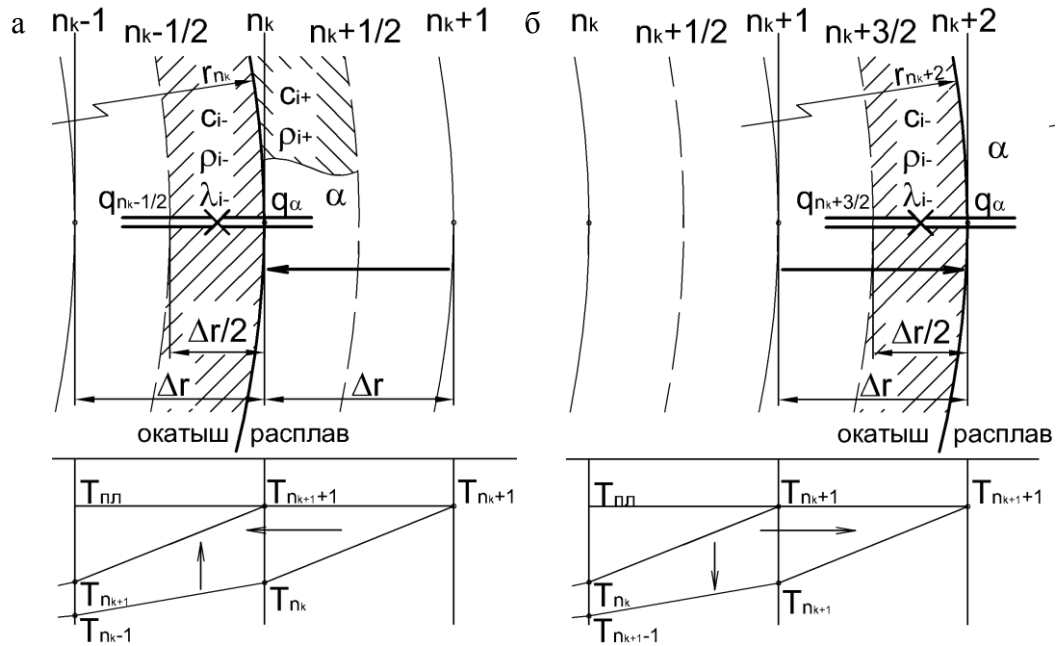


Рис. 4.6. Схема для составления теплового баланса внешнего слоя при плавлении (а) (кристаллизации (б)) расплава

Последнее слагаемое соответствует тепловому потоку, который затрачивается на догрев $n_{k+1}+1$ -го элементарного слоя (на рис. 4.6, а заштрихован) до температуры плавления. Третье – на плавление элементарного слоя, расположенного правее нового граничного узла.

- в случае кристаллизации слоя ($n_{k+1} = n_k + 1$) внешний тепловой поток меньше потока отводимого от межфазной границы (рис. 4.6, б):

$$4\pi \lambda_{n_{k+2}}^- (t_{n_{k+1}}^{k+1} - t_{n_{k+1}+1}^{k+1}) (r_{n_{k+2}} - \Delta r/2)^2 / \Delta r + 4\pi \alpha (t_p - t_{n_{k+2}}^{k+1}) (r_{n_{k+2}})^2 +$$

$$+ \frac{4}{3} \pi \rho_{n_{k+2}}^- L_{n_{k+2}}^- \frac{(r_{n_{k+1}} + \Delta r)^3 - (r_{n_{k+1}})^3}{\Delta \tau} = 0 \quad (4.33)$$

Во втором периоде разностное уравнение для правого граничного узла ($i=n_k+1$), соответствующее граничному условию (4.26), получим, записав уравнение теплового баланса для элементарного поверхностного слоя толщиной $\Delta r/2$ (рис. 4.7):

$$\frac{t_{n_{k+1}}^{k+1} - t_{n_{k+1}}^k}{\Delta \tau} \frac{4}{3} \pi c_{n_{k+1}+1}^- \rho_{n_{k+1}+1}^- (r_{n_{k+1}}^3 - (r_{n_{k+1}} - \Delta r/2)^3) =$$

$$= 4\pi \lambda_{n_{k+1}}^- (t_{n_k}^{k+1} - t_{n_{k+1}}^{k+1}) (r_{n_{k+1}} - \Delta r/2)^2 / \Delta r + 4\pi \alpha (t_p - t_{n_{k+1}}^{k+1}) (r_{n_{k+1}})^2 \quad (4.34)$$

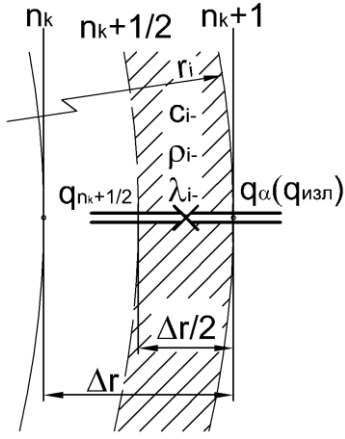


Рис. 4.7. Схема для составления теплового баланса для поверхности окатыша

Перепишем систему разностных уравнений (4.29)-(4.34) в более компактной форме, введя, коэффициент температуропроводности, $a = \lambda / (c\rho)$; безразмерную температуру, $\theta = (t - t_0) / (t_{пл} - t_0)$; безразмерную координату, $x = r / r_{ок}$; безразмерное время (Фурье), $Fo = a\tau / r_{ок}^2$; критерий Кирпичёва, $Ki = r_{ок} q_o / [\lambda(t_{пл} - t_0)]$; критерий Косовича, $Ko = \rho' L / [c\rho(t_{пл} - t_0)]$; безразмерные критерии $K_\lambda = \lambda' / \lambda$ и $K_{cp} = c'\rho' / (c\rho)$. Получим:

$$\begin{aligned} \frac{\theta_i^{k+1} - \theta_i^k}{\Delta Fo} \frac{1}{3} \left(K_{cp,i}^+ (x_i + \Delta x / 2)^3 - K_{cp,i}^- (x_i - \Delta x / 2)^3 + x_i^3 (K_{cp,i}^- - K_{cp,i}^+) \right) = \\ = K_{\lambda,i}^- (\theta_{i-1}^{k+1} - \theta_i^{k+1}) (x_i - \Delta x / 2)^2 / \Delta x + \\ + K_{\lambda,i}^+ (\theta_{i+1}^{k+1} - \theta_i^{k+1}) (x_i + \Delta x / 2)^2 / \Delta x \end{aligned} \quad (4.35)$$

$$\frac{\theta_1^{k+1} - \theta_1^k}{\Delta Fo} \frac{1}{3} K_{cp,1} (\Delta x / 2)^3 = K_{\lambda,1} (\theta_2^{k+1} - \theta_1^{k+1}) (\Delta x / 2)^2 / \Delta x, \quad (4.36)$$

$$\theta_{n_{k+1}+1}^{k+1} = \theta_{пл}, \quad (4.37)$$

- в случае расплавления слоя:

$$\begin{aligned} K_{\lambda,n_k}^- (\theta_{n_{k+1}}^{k+1} - \theta_{n_{k+1}+1}^{k+1}) (x_{n_k} - \Delta x / 2)^2 / \Delta x + Ki (x_{n_k})^2 + Ko \frac{(x_{n_{k+1}} - \Delta x)^3 - (x_{n_{k+1}})^3}{3\Delta Fo} + \\ - \frac{\theta_{n_k}^{k+1} - \theta_{n_k}^k}{\Delta Fo} \frac{1}{3} (K_{cp,n_k}^+ (x_{n_k} + \Delta x / 2)^3 - K_{cp,n_k}^- (x_{n_k} - \Delta x / 2)^3 + (x_{n_k})^3 (K_{cp,n_k}^- - K_{cp,n_k}^+)) = 0 \end{aligned} \quad (4.38)$$

- в случае кристаллизации слоя:

$$K_{\lambda,n_{k+2}}^- (\theta_{n_{k+1}}^{k+1} - \theta_{n_{k+1}+1}^{k+1}) (x_{n_{k+2}} - \Delta x / 2)^2 / \Delta x + Ki (x_{n_{k+2}})^2 + Ko \frac{(x_{n_{k+1}} + \Delta x)^3 - (x_{n_{k+1}})^3}{3\Delta Fo} = 0, \quad (4.39)$$

- в случае нагрева поверхностного слоя:

$$\begin{aligned} \frac{\theta_{n_k+1}^{k+1} - \theta_{n_k+1}^k}{\Delta Fo} K_{cp,n_k+1}^- \frac{1}{3} (x_{n_k+1}^3 - (x_{n_k+1} - \Delta x / 2)^3) = \\ = K_{\lambda,n_{k+1}}^- (\theta_{n_k}^{k+1} - \theta_{n_k+1}^{k+1}) (x_{n_k+1} - \Delta x / 2)^2 / \Delta x + Ki (x_{n_k+1})^2 \end{aligned} \quad (4.40)$$

Перепишем систему разностных уравнений (4.35), (4.36), (4.38)-(4.40), введя следующие коэффициенты:

$$\begin{aligned} K_{V_i} &= (K_{cp,i}^+ (x_i + \Delta x / 2)^3 - K_{cp,i}^- (x_i - \Delta x / 2)^3 + x_i^3 (K_{cp,i}^- - K_{cp,i}^+)) / 3; \\ K_{V_{n_k+1}} &= K_{cp,n_k+1}^- (x_{n_k+1}^3 - (x_{n_k+1} - \Delta x / 2)^3) / 3; \quad K_{I_i} = K_{\lambda,i}^- (x_i - \Delta x / 2)^2 / \Delta x; \quad K_{I_i} = K_{\lambda,i}^+ (x_i + \Delta x / 2)^2 / \Delta x; \\ K_{V_i} &= [(x_{n_k+1} - \Delta x)^3 - (x_{n_k+1})^3] / 3; \quad K_{V_n} = (K_{cp,n_k}^+ (x_{n_k} + \Delta x / 2)^3 - K_{cp,n_k}^- (x_{n_k} - \Delta x / 2)^3 + (x_{n_k})^3 (K_{cp,n_k}^- - K_{cp,n_k}^+)) / 3; \\ K_{V_s} &= [(x_{n_k+1} + \Delta x)^3 - (x_{n_k+1})^3] / 3. \end{aligned}$$

Получим:

$$(\theta_i^{k+1} - \theta_i^k) K_{V_i} / \Delta Fo = (\theta_{i-1}^{k+1} - \theta_i^{k+1}) K_{I_i} + (\theta_{i+1}^{k+1} - \theta_i^{k+1}) K_{I_i}, \quad (4.41)$$

$$(\theta_1^{k+1} - \theta_1^k) / \Delta Fo = K_{\lambda,1} (\theta_2^{k+1} - \theta_1^{k+1}) \frac{6}{K_{cp,1} \Delta x^2}, \quad (4.42)$$

- в случае расплавления слоя:

$$(\theta_{n_{k+1}}^{k+1} - \theta_{n_{k+1}+1}^{k+1}) K_{I_{n_k}} + Ki (x_{n_k})^2 + Ko \cdot K_{V_i} / \Delta Fo - K_{V_n} (\theta_{n_k}^{k+1} - \theta_{n_k}^k) / \Delta Fo = 0, \quad (4.43)$$

- в случае кристаллизации слоя:

$$(\theta_{n_{k+1}}^{k+1} - \theta_{n_{k+1}+1}^{k+1})Kl_{n_{k+2}} + Ki(x_{n_{k+2}})^2 + Ko \cdot K_{Vs} / \Delta Fo = 0, \quad (4.44)$$

- в случае нагрева поверхностного слоя:

$$(\theta_{n_{k+1}}^{k+1} - \theta_{n_k}^k)Kv_{n_{k+1}} / \Delta Fo = Kl_{n_{k+1}}(\theta_{n_k}^{k+1} - \theta_{n_{k+1}}^{k+1}) + Ki(x_{n_{k+1}})^2. \quad (4.45)$$

Для решения приведенной системы наиболее эффективным является метод прогонки [65]. Сущность метода заключается в представлении решения системы разностных уравнений (4.37), (4.41)-(4.45) в виде:

$$\theta_i^{k+1} = \alpha_i \theta_{i+1}^{k+1} + \beta_i, \quad (4.46)$$

где α_i и β_i – некоторые вспомогательные коэффициенты.

Прогоночные коэффициенты α_1 и β_1 , соответствующие левому граничному узлу, находим из (4.42), представив его в форме (4.46). С учетом того, что $K_{\lambda,1} = K_{cp,1} = 1$ получим:

$$\alpha_1 = \frac{6\Delta Fo / \Delta x^2}{1 + 6\Delta Fo / \Delta x^2}; \beta_1 = \frac{\theta_1^k}{1 + 6\Delta Fo / \Delta x^2}. \quad (4.47)$$

Для нахождения остальных коэффициентов α_i и β_i , приведем уравнение (4.46) к виду (4.41). Заменяя θ_{i-1}^{k+1} на $\alpha_{i-1}\theta_i^{k+1} + \beta_{i-1}$, получим:

$$\alpha_i = \frac{\frac{Kr_i}{Kv_i} \Delta Fo}{1 + \frac{Kr_i + (1 - \alpha_{i-1})Kl_i}{Kv_i} \Delta Fo}; \beta_i = \frac{\theta_i^k + \beta_{i-1} \frac{Kl_i}{Kv_i} \Delta Fo}{1 + \frac{Kr_i + (1 - \alpha_{i-1})Kl_i}{Kv_i} \Delta Fo}. \quad (4.48)$$

Безразмерный шаг по времени ΔFo заранее неизвестен, для его определения используем граничные условия (4.37), (4.43) и (4.44) для первого и третьего периода, (4.37), (4.45) для второго. Заменяем в (4.43) и (4.44) $\theta_{n_{k+1}}^{k+1}$ на $\alpha_{n_{k+1}}\theta_{n_{k+1}+1}^{k+1} + \beta_{n_{k+1}}$, с учетом условия (4.37), получим:

- в случае расплавления слоя:

$$(\alpha_{n_{k+1}}\theta_{n_{k+1}+1}^{k+1} + \beta_{n_{k+1}} - \theta_{n_{k+1}}^{k+1})Kl_n + Ki(x_{n_k})^2 + Ko \cdot K_{Vl} / \Delta Fo - K_{Vn}(\theta_{n_{k+1}}^{k+1} - \theta_{n_k}^k) / \Delta Fo = 0, \quad (4.49)$$

- в случае кристаллизации слоя:

$$(\alpha_{n_{k+1}}\theta_{n_{k+1}+1}^{k+1} + \beta_{n_{k+1}} - \theta_{n_{k+1}}^{k+1})Kl_{n+2} + Ki(x_{n_{k+2}})^2 + Ko \cdot K_{Vs} / \Delta Fo = 0. \quad (4.50)$$

Для второго периода, заменим в (4.45) $\theta_{n_k}^{k+1}$ на $\alpha_{n_k}\theta_{n_{k+1}}^{k+1} + \beta_{n_k}$, с учетом условия (4.37), получим:

$$Kv_{n_{k+1}}(\theta_{n_{k+1}}^{k+1} - \theta_{n_k}^k) / \Delta Fo = Kl_{n_{k+1}}(\alpha_{n_k}\theta_{n_{k+1}}^{k+1} + \beta_{n_k} - \theta_{n_{k+1}}^{k+1}) + Ki(x_{n_{k+1}})^2. \quad (4.51)$$

Уравнения (4.49)-(4.51) являются нелинейными, так как в них ΔFo зависит само от себя через $\alpha_{n_{k+1}}$ и $\beta_{n_{k+1}}$.

Данные уравнения решаем методом итераций, представив их в следующем виде:

- в случае расплавления слоя:

$$\Delta Fo' = - \frac{(\alpha_{n_{k+1}}\theta_{n_{k+1}+1}^{k+1} + \beta_{n_{k+1}} - \theta_{n_{k+1}}^{k+1})Kl_n \Delta Fo + KoK_{Vl} - (\theta_{n_{k+1}}^{k+1} - \theta_{n_k}^k)K_{Vn}}{Ki(x_{n_k})^2}, \quad (4.52)$$

- в случае кристаллизации слоя:

$$\Delta Fo' = - \frac{Ki(x_{n_{k+2}})^2 \Delta Fo + KoK_{Vs}}{(\alpha_{n_{k+1}}\theta_{n_{k+1}+1}^{k+1} + \beta_{n_{k+1}} - \theta_{n_{k+1}}^{k+1})Kl_{n_{k+2}}} = 0, \quad (4.53)$$

- в случае сравнения внешнего и внутреннего тепловых потоков, когда кристаллизация последующего слоя невозможна, из (4.51) с учетом того, что $\theta_{n_{k+1}}^{k+1} = \theta_{n_{k+1}}$ получим:

$$\Delta Fo' = - \frac{Kl_{n_k+1}(\alpha_{n_k} \theta_{пл} + \beta_{n_k} - \theta_{пл}) \Delta Fo}{Ki(x_{n_k+1})^2}, \quad (4.54)$$

- в случае нагрева поверхностного слоя:

$$\Delta Fo' = \frac{(\theta_{пл} - \theta_{n_k+1}^k) K_{v_{n_k+1}} - Kl_{n_k+1}(\alpha_{n_k} \theta_{пл} + \beta_{n_k} - \theta_{пл}) \Delta Fo}{Ki(x_{n_k+1})^2}, \quad (4.55)$$

где ΔFo и $\Delta Fo'$ – предыдущее и последующее приближение безразмерного шага по времени.

На каждом шаге итерации, подставив приближенное значение ΔFo в (4.52)-(4.55), находим α_{n_k+1} и β_{n_k+1} . Условием окончания итераций принимаем неравенство $|1 - \Delta Fo / \Delta Fo'| < \Delta$, где Δ – заданная величина, устанавливающая относительную погрешность шага по времени.

4.4.2 Разработка алгоритма и программы расчета плавления окатыша вне влияния электрической дуги в ванне ДСП

Так как при подаче окатыша в ванну ДСП вне электрической дуги он плавится в шлаке, то для расчета использовали следующие данные:

Окатыш	- радиус, $r_{ок}$	м	0,005
	- коэффициент теплопроводности, $\lambda_{ок}$	Вт/(м·К)	1,4
	- удельная теплоемкость, $c_{ок}$	Дж/(кг·К)	878
	- плотность, $\rho_{ок}$	кг/м ³	3000
	- начальная температура, $t_{0,ок}$	°С	25
	- температура плавления, $t_{пл,ок}$	°С	1450
	- удельная теплота фазового превращения (плавления), $L_{ок}$	Дж/кг	272200
Шлаковая корочка	- коэффициент теплопроводности, $\lambda_{шл}$	Вт/(м·К)	3,5
	- удельная теплоемкость, $c_{шл}$	Дж/(кг·К)	1250
	- плотность, $\rho_{шл}$	кг/м ³	3100
	- температура плавления, $t_{пл,шл}$	°С	1400
	- удельная теплота фазового превращения (плавления), $L_{шл}$	Дж/кг	453500
Шлаковый расплав	- температура, $t_{шл}$	°С	1650
	- коэффициент конвективной теплоотдачи, $\alpha_{шл}$	Вт/(м ² ·К)	1000

При расчете безразмерных критериев в качестве исходных значений теплофизических свойств используем данные для окатыша ($c_{ок}$, $\rho_{ок}$, $\lambda_{ок}$), таким образом, имеем:

-для окатыша: $K_{\lambda,1} = K_{ср,1} = 1$, $K_{\lambda,i}^- = K_{\lambda,i}^+ = 1$, $K_{ср,i}^- = K_{ср,i}^+ = 1$;

-для поверхности окатыш-корочка: $K_{\lambda,n_0+1}^- = 1$, $K_{ср,n_0+1}^- = 1$, $K_{\lambda,n_0+1}^+ = K_{\lambda,шл}$, $K_{ср,n_0+1}^+ = K_{ср,шл}$;

-для корочки: $K_{\lambda,i}^- = K_{\lambda,i}^+ = K_{\lambda,шл}$, $K_{ср,i}^- = K_{ср,i}^+ = K_{ср,шл}$.

Программа расчета плавления окатыша вне влияния электрической дуги в ванне ДСП составлена, на основе разностных уравнений полученных выше. Программа, помимо блоков где задаются начальные данные и производятся предварительные вычисления, состоит из трех основных частей, по числу периодов плавления окатыша.

1. Тепловой период.

Алгоритм программы представлен на рис. 4.8. Так как в начальный момент времени окатыш не прогрет и внешний тепловой поток меньше потока отводимого от межфазной границы (из-за большого градиента температур внутри окатыша), то на нем возникает слой затвердевшего расплава. Таким образом, начальное количество шагов по координате для корочки $n_y=0$, а изменение количества шагов по координате $\Delta n_y = 1$.

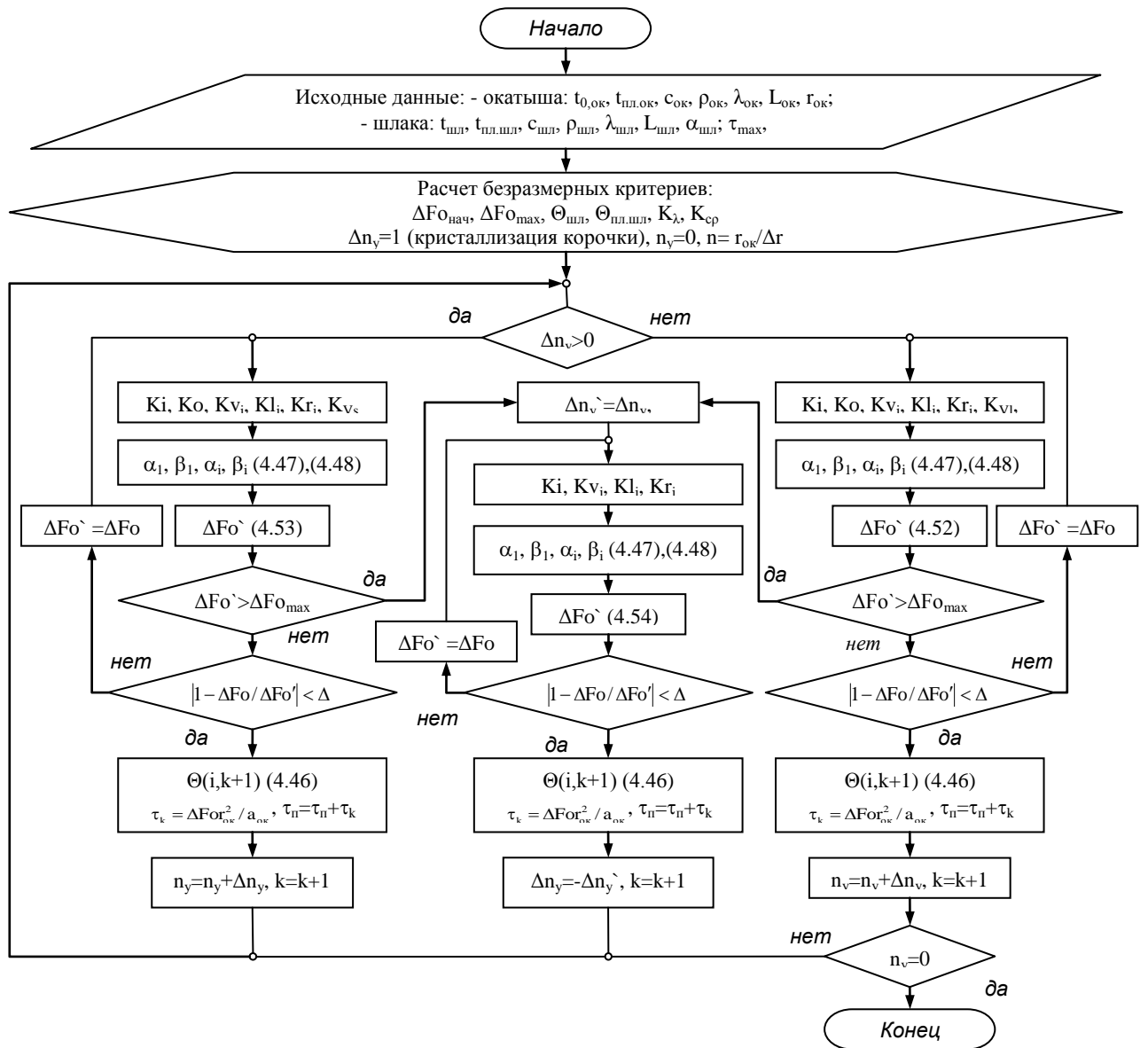


Рис. 4.8. Блок схема расчета теплового периода плавления окатыша

Исходя из $\Delta n_y = 1$, выбираются уравнения для расчета кристаллизации (левая ветка на схеме). При расчете каждого шага по времени (когда граница перемещается на один шаг по координате $n_{k+1} = n_k + 1$) производится расчет всех необходимых коэффициентов (при кристаллизации K_i , K_o , K_{v_i} , K_{l_i} , K_{r_i} , K_{v_s}). Затем, с использованием приближенного значения ΔFo (для 2го и последующих шагов по времени используется безразмерное время предыдущего шага), находятся прогоночные коэффициенты α_1 , β_1 из (4.47) и α_i , β_i , последовательно по уравнению (4.48). Далее определяется новый безразмерный шаг по времени $\Delta Fo'$ из (4.53) и сравнивается сначала с заданным максимальным ΔFo_{max} , а затем со старым значением ΔFo . При этом определяется относительная погрешность. Если она больше заданной величины, то все действия повторяются с использованием полученного безразмерного шага. При достижении заданной относительной погрешности, определяется распределение температур по сечению окатыша для следующего момента времени $\Theta(i, k+1)$ (4.46), время шага из $\tau_k = \Delta Fo_{ок}^2 / a_{ок}$, время с начала плавления $\tau_{п} = \tau_{п} + \tau_k$ и количество шагов по координате для корочки $n_y = n_y + \Delta n_y$. После чего программа производит аналогичный расчет для следующего шага по времени.

В связи с постепенным прогревом окатыша и уменьшением теплового потока,

отводимого от межфазной границы внутрь, время необходимое на кристаллизацию последующего слоя шлака возрастает, вплоть до бесконечности (кристаллизация следующего слоя невозможна). Таким образом, при расчете очередного шага по времени, когда его величина превышает заданный максимальный шаг $\Delta Fo' > \Delta Fo_{\max}$, производится переход к расчету шага времени до момента выравнивания внутреннего и внешнего тепловых потоков при $\Delta n_y = 0$ (центральная ветка на схеме). Порядок расчета такой же, как для кристаллизации, который описан выше, с той разницей, что необходимо использовать коэффициенты ($K_i, K_{v_i}, K_{l_i}, K_{r_i}$), а новый безразмерный шаг по времени $\Delta Fo'$ определяется из (4.54). Так как поток, отводимый от межфазной границы, становится меньше внешнего, то начинается плавление корочки, и изменение количества шагов по координате меняет знак $\Delta n_y = -\Delta n_y' = -1$ ($\Delta n_y'$ – изменение шага до расчета времени выравнивания тепловых потоков). После чего программа переходит к расчету следующего шага по времени.

Исходя из $\Delta n_y = -1$ выбираются уравнения для расчета плавления (правая ветка на схеме). Порядок расчета такой же, как для кристаллизации, который описан выше, с той разницей, что необходимо использовать коэффициенты ($K_i, K_o, K_{v_i}, K_{l_i}, K_{r_i}, K_{v_l}, K_{v_n}$), а новый безразмерный шаг по времени $\Delta Fo'$ определяется из (4.52). После каждого шага происходит проверка условия на окончание теплового периода, когда корочка расплавится ($n_y = 0$). Если условие не выполняется, то программа производит аналогичный расчет для следующего шага по времени.

2. *Нагрев поверхности окатыша* от температуры плавления шлака до температуры плавления окатыша.

Алгоритм программы представлен на рис. 4.9. Начальное распределение безразмерных температур по сечению окатыша $\Theta(i,k)$ и номер шага по времени (k) берутся из расчета предыдущего периода.

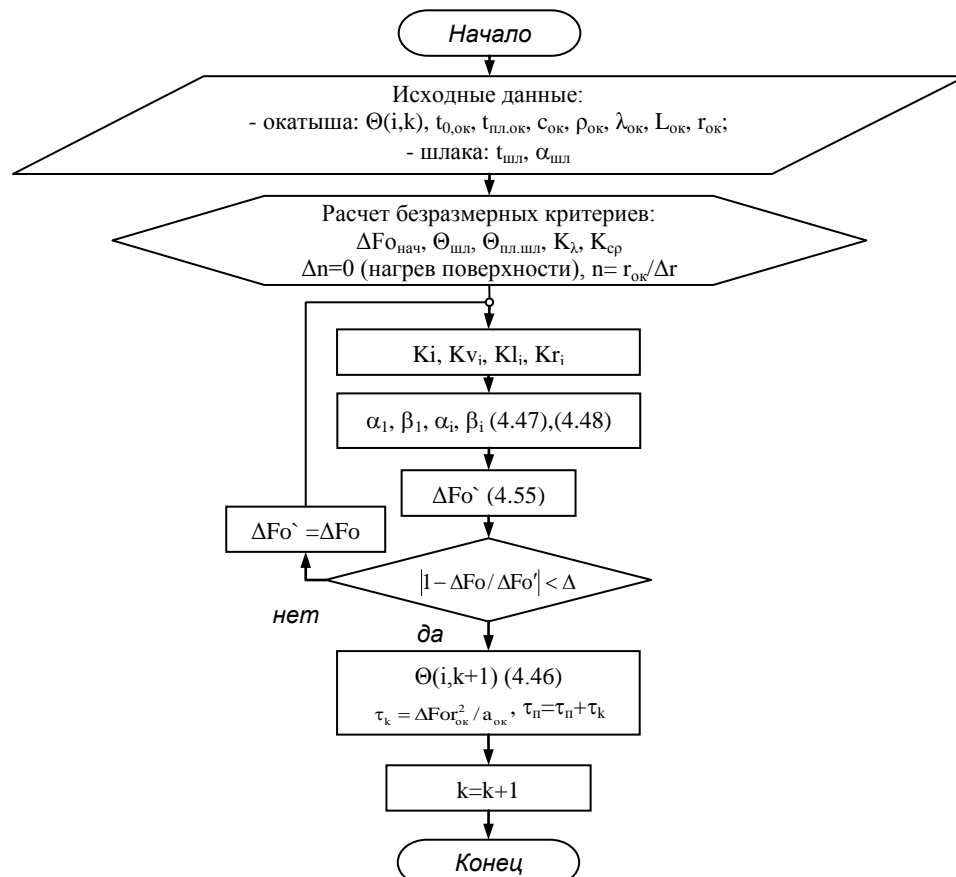


Рис. 4.9. Блок схема расчета нагрева поверхности окатыша

Порядок расчета шага по времени для нагрева поверхности такой же, как для кристаллизации, который описан выше, с той разницей, что необходимо использовать коэффициенты (K_i , K_{Vi} , K_{Li} , K_{Gi}), а новый безразмерный шаг по времени $\Delta Fo'$ определяется из (4.55). После чего программа завершает расчет периода нагрева.

3. Плавление окатыша.

Алгоритм программы представлен на рис. 4.10. Начальное распределение безразмерных температур по сечению окатыша $\Theta(i,k)$ и номер шага по времени (k) берутся из расчета предыдущего периода.

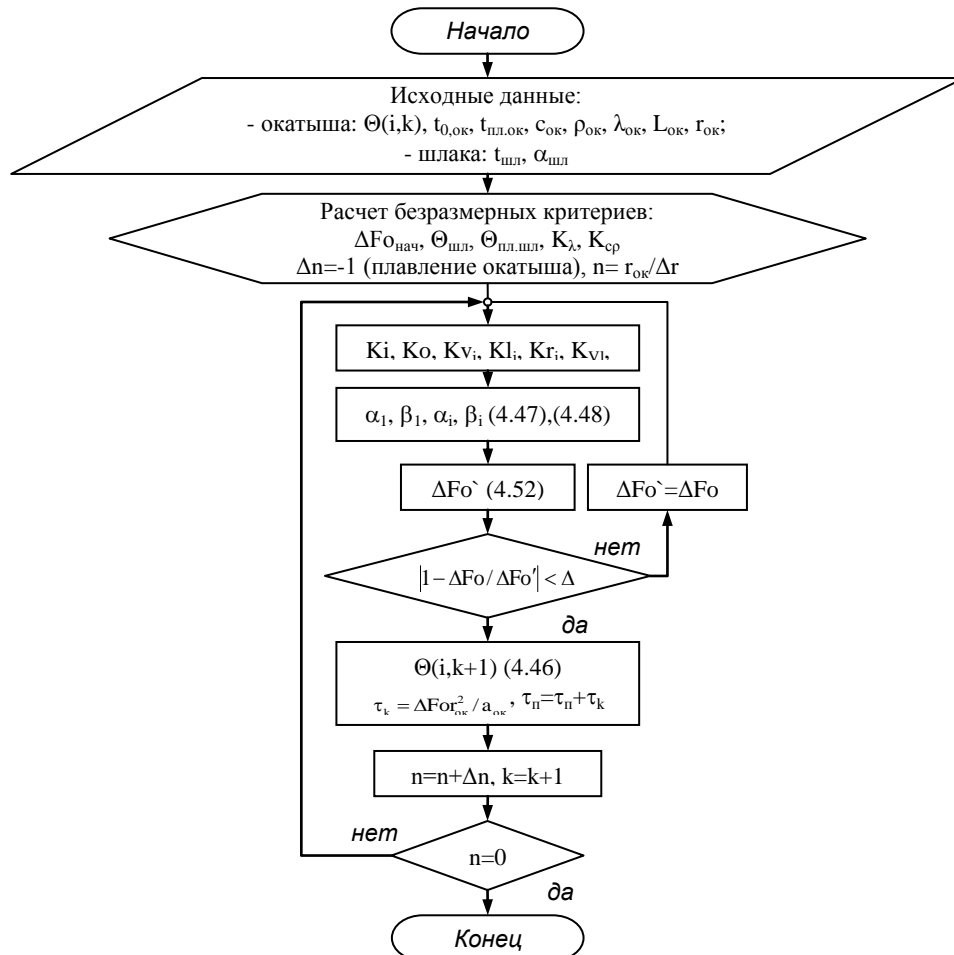


Рис. 4.10. Блок схема расчета окончания плавления окатыша

Так как в начальный момент времени окатыш достаточно прогрет внешний тепловой поток больше потока отводимого от межфазной границы, то происходит плавление. Начальное количество шагов по координате для окатыша $n = r_{ок}/\Delta r$, а изменение количества шагов по координате $\Delta n = -1$.

Порядок расчета такой же, как для плавления шлаковой корочки, который описан выше, с той разницей, что необходимо использовать коэффициенты (K_i , K_o , K_{Vi} , K_{Li} , K_{Gi} , K_{Vi} , K_{Vn}), а новый безразмерный шаг по времени $\Delta Fo'$ определяется из (4.54). После расчета каждого шага по времени происходит проверка условия окончания плавления, когда $n = 0$. Если условие не выполняется, то программа производит аналогичный расчет для следующего шага по времени.

4.4.3 Построение математической модели плавления окатыша при подаче ЖМО в высокотемпературную зону электрической дуги под электродом

Рассмотрим постановку внутренней задачи теплообмена, для случая подачи окатыша в ванну ДСП через трубчатый электрод.

Исходя из того, что окатыш первоначально подвергается интенсивному излучению горячей электрической дуги, проходя в непосредственной близости от неё (Глава 4.3), а температура плавления металла больше температуры плавления окатыша, механизм процесса плавления включает в себя следующие периоды:

1. Нагрев поверхности окатыша от начальной температуры до температуры плавления, в результате воздействия излучения дуги, во время его падения.

2. Плавление окатыша в подэлектродном пространстве, во время его падения в дуге. При этом расплав окатыша накапливается на поверхности твердого остатка и теплопроводностью передает тепло от поверхности, которая подвергается излучению дуги и нагревается выше температуры плавления.

3. Плавление окатыша в жидком металле подэлектродного пространства (возможно образование металлической корочки).

При этом учитываем, что фазовые превращения, сопровождающие охлаждение и нагрев при плавлении окатыша, приводят к нелинейности задачи теплопроводности [65].

При построении математической модели принимаем ряд допущений и ограничений:

- окатыш имеет сферическую форму и является однородным и изотропным;
- в сферической системе координат, связанной с центром окатыша, температурные поля являются осесимметричными;
- при плавлении в дуге плотность образующегося расплава равна плотности окатыша, а тепло в нем распространяется за счет теплопроводности;
- при взаимодействии окатыша с расплавом теплота не выделяется и не поглощается, жидкий расплав не проникает в поры, а его теплофизические свойства характеризуются средними показателями, постоянными во всей расчетной области;
- фазовые превращения происходят при определенных температурах;
- температура окружающего окатыш расплава постоянна.

Постановка задачи.

Для первого периода (нагрев поверхности).

Учитывая рассмотренные выше выражения, математическое описание нагрева тела в данном случае заключается в том, что искомое температурное поле удовлетворяет уравнению (4.21) в области $0 < r < r_{ок}$, с начальными условиями (4.22) и граничным условием (4.23), при $r = 0$.

Первое граничное условие на поверхности (при $r = r_{ок}$), аналогично условию (4.24), так как в конце периода она прогревается до температуры фазовых превращений.

Второе условие выражает уравнение теплового баланса на поверхности окатыша и имеет вид:

$$\lambda \frac{\partial T(r_{ок}, \tau)}{\partial r} = q_{изл}, \quad (4.56)$$

где $q_{изл}$ – тепловой поток излучения дуги на поверхность окатыша, Вт.

Для второго периода (плавление в дуге).

Так как в результате плавления образующийся расплав остается на поверхности и по принятому допущению имеет ту же плотность, то искомое температурное поле в данном случае

удовлетворяет уравнению (4.21) но в области $0 < r < r_{\text{пов}}(\tau)$ для окатыша и $r_{\text{пов}}(\tau) < r < r_{\text{ок}}$ для расплава. То есть имеем две границы: движущуюся между твердым остатком окатыша и его расплавом и постоянную на поверхности расплава, которая воспринимает излучение дуги.

Начальными условиями являются распределение температур по сечению окатыша в конце первого периода и значение его радиуса.

Граничное условие при $r = 0$, аналогично предыдущему периоду (4.23).

Первое граничное условие на движущейся границе раздела окатыш-расплав определяется уравнением (4.24).

Второе условие выражает уравнение теплового баланса на движущейся границе раздела:

$$\lambda \frac{\partial T(r_{\text{пов}}(\tau), \tau)}{\partial r} - \rho L v_{\text{пл}} = 0. \quad (4.57)$$

Граничное условие на поверхности расплава (при $r = r_{\text{ок}}$), аналогично условию (4.56).

Для третьего периода (плавление в металле) математическое описание аналогично описанию третьего периода в математической модели плавления окатыша вне влияния электрической дуги в ванне ДСП изложенной выше, а начальное значение радиуса твердого остатка берется в конце второго периода.

Построение математической модели.

Для решения задачи используем те же методы. При выводе разностного уравнения для второго периода, соответствующего выражению (4.57), так же принимаем, что за один шаг по времени граница перемещается на один шаг по координате. Но в этом случае при переходе к очередному моменту времени, с уменьшением числа шагов по координате для окатыша на единицу $n_{k+1} = n_k - 1$, число шагов по координате для образующегося расплава увеличивается на единицу. Таким образом, общее число шагов остается постоянным.

В первом периоде разностное уравнение для правого граничного узла ($i=n+1$), соответствующее граничному условию (4.56), получим, записав уравнение теплового баланса для элементарного поверхностного слоя толщиной $\Delta r/2$ (рис. 4.7):

$$\frac{t_{n_k+1}^{k+1} - t_{n_k+1}^k}{\Delta \tau} 4\pi c_{n_k+1}^- \rho_{n_k+1}^- \left(r_{n_k+1}^3 - (r_{n_k+1} - \Delta r/2)^3 \right) / 3 = 4\pi \lambda_{n_k+1}^- (t_{n_k}^{k+1} - t_{n_k+1}^{k+1}) (r_{n_k+1} - \Delta r/2)^2 / \Delta r + q_{\text{изл}}. \quad (4.58)$$

Во втором периоде тепловой поток от расплава больше потока, отводимого от межфазной границы к центру окатыша. Для того чтобы получить разностный аналог граничного условия (4.57), запишем уравнение теплового баланса для нового граничного узла, соответствующего $(n_{k+1}+1)$ элементарному слою (рис. 4.11):

$$4\pi \lambda_{n_k}^- (t_{n_k+1}^{k+1} - t_{n_k+1}^{k+1}) (r_{n_k} - \Delta r/2)^2 / \Delta r + 4\pi \lambda_{n_k}^+ (t_{n_{k+1}+2}^{k+1} - t_{n_{k+1}+1}^{k+1}) (r_{n_k} + \Delta r/2)^2 / \Delta r + \frac{4}{3} \pi \rho_{n_k}^+ L_{n_k}^+ \frac{(r_{n_k+1} - \Delta r)^3 - (r_{n_k+1})^3}{\Delta \tau} - \frac{t_{n_k}^{k+1} - t_{n_k}^k}{\Delta \tau} \left(4\pi c_{n_k}^+ \rho_{n_k}^+ \left((r_{n_k} + \Delta r/2)^3 - (r_{n_k})^3 \right) / 3 + \right. \\ \left. + 4\pi c_{n_k}^- \rho_{n_k}^- \left((r_{n_k})^3 - (r_{n_k} - \Delta r/2)^3 \right) / 3 \right) = 0. \quad (4.59)$$

Последнее слагаемое соответствует тепловому потоку, который затрачивается на догрев $n_{k+1}+1$ -го элементарного слоя (на рис. 4.11 заштрихован) до температуры плавления. Третье – на плавление элементарного слоя расположенного правее нового граничного узла.

Перепишем разностные уравнения (4.58), (4.59) в более компактной форме, используя коэффициенты и критерии, введенные выше, добавив к ним безразмерный критерий $K_{\text{рад}} = q_{\text{изл}} / [4\pi r_{\text{ок}} \lambda (t_{\text{пл}} - t_0)]$. Из (4.58) получим:

$$\frac{\theta_{n_k+1}^{k+1} - \theta_{n_k+1}^k}{\Delta Fo} K_{\text{ср}, n_k+1}^- \frac{1}{3} \left(x_{n_k+1}^3 - (x_{n_k+1} - \Delta x/2)^3 \right) = K_{\lambda, n_k+1}^- (\theta_{n_k}^{k+1} - \theta_{n_k+1}^{k+1}) (x_{n_k+1} - \Delta x/2)^2 / \Delta x + K_{\text{рад}}. \quad (4.60)$$

$$\text{и } \frac{\theta_{n_k+1}^{k+1} - \theta_{n_k+1}^k}{\Delta Fo} K_{v, n_k+1} = K_{l, n_k+1} (\theta_{n_k}^{k+1} - \theta_{n_k+1}^{k+1}) + K_{\text{рад}}. \quad (4.61)$$

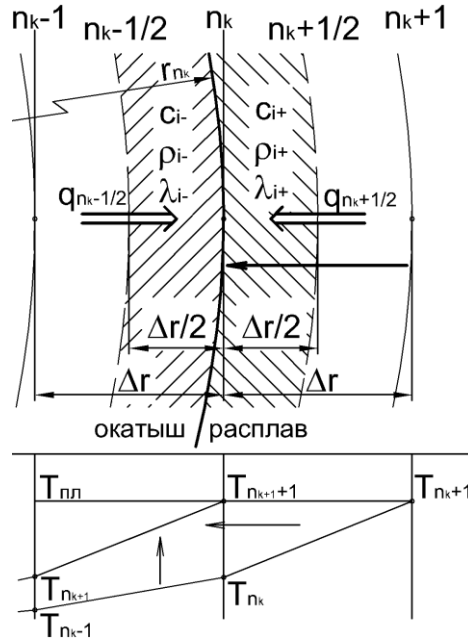


Рис. 4.11. Схема для составления теплового баланса внешнего слоя окатыша при его плавлении в дуге

А из (4.59):

$$K_{\lambda, n_k}^- (\theta_{n_{k+1}}^{k+1} - \theta_{n_{k+1}+1}^{k+1}) (x_{n_k} - \Delta x / 2)^2 / \Delta x + K_{\lambda, n_k}^+ (\theta_{n_{k+1}+2}^{k+1} - \theta_{n_{k+1}+1}^{k+1}) (x_{n_k} + \Delta x / 2)^2 / \Delta x + \\ + Ko \frac{(x_{n_k+1} - \Delta x)^3 - (x_{n_{k+1}})^3}{3\Delta Fo} - \frac{\theta_{n_k}^{k+1} - \theta_{n_k}^k}{\Delta Fo} \frac{1}{3} \left(K_{cp, n_k}^+ (x_{n_k} + \Delta x / 2)^3 - K_{cp, n_k}^- (x_{n_k} - \Delta x / 2)^3 + \right. \\ \left. + (x_{n_k})^3 (K_{cp, n_k}^- - K_{cp, n_k}^+) \right) = 0. \quad (4.62)$$

$$\text{и } (\theta_{n_{k+1}}^{k+1} - \theta_{n_{k+1}+1}^{k+1}) K l_{n_k} + (\theta_{n_{k+1}+2}^{k+1} - \theta_{n_{k+1}+1}^{k+1}) K r_{n_k} + Ko \frac{K_{v1}}{\Delta Fo} - (\theta_{n_k}^{k+1} - \theta_{n_k}^k) \frac{K_{vn}}{\Delta Fo} = 0. \quad (4.63)$$

Безразмерный шаг по времени ΔFo заранее неизвестен, для его определения используем граничные условия (4.37), (4.61) для первого и (4.37), (4.63) для второго периодов. Заменим в (4.61) и (4.63) $\theta_{n_{k+1}}^{k+1}$ на $\alpha_{n_{k+1}} \theta_{n_{k+1}+1}^{k+1} + \beta_{n_{k+1}}$, с учетом условия (4.37), получим:

- в случае нагрева поверхностного слоя:

$$\frac{\theta_{пл} - \theta_{n_{k+1}}^k}{\Delta Fo} K v_{n_{k+1}} = K l_{n_{k+1}} (\alpha_{n_k} \theta_{пл} + \beta_{n_k} - \theta_{пл}) + K rad, \quad (4.64)$$

- в случае расплавления слоя:

$$(\alpha_{n_{k+1}} \theta_{пл} + \beta_{n_{k+1}} - \theta_{пл}) K l_{n_k} + (\theta_{n_{k+1}+2}^{k+1} - \theta_{пл}) K r_{n_k} + Ko \frac{K_{v1}}{\Delta Fo} - (\theta_{пл} - \theta_{n_k}^k) \frac{K_{vn}}{\Delta Fo} = 0, \quad (4.65)$$

Уравнения (4.64) и (4.65) являются нелинейными, так как в них ΔFo зависит само от себя через $\alpha_{n_{k+1}}$ и $\beta_{n_{k+1}}$.

Данные уравнения решаем методом итераций, представив их в следующем виде:

- в случае нагрева поверхностного слоя:

$$\Delta Fo' = \frac{(\theta_{пл} - \theta_{n_{k+1}}^k) K v_{n_{k+1}} - K l_{n_{k+1}} (\alpha_{n_k} \theta_{пл} + \beta_{n_k} - \theta_{пл}) \Delta Fo}{K rad}, \quad (4.66)$$

- в случае расплавления слоя:

$$\Delta Fo' = - \frac{(\alpha_{n_{k+1}} \theta_{пл} + \beta_{n_{k+1}} - \theta_{пл}) K l_{n_k} \Delta Fo + Ko K_{v1} - (\theta_{пл} - \theta_{n_k}^k) K_{vn}}{(\theta_{n_{k+1}+2}^{k+1} - \theta_{пл}) K r_{n_k}}. \quad (4.67)$$

На каждом шаге итерации, подставив приближенное значение ΔFo в (4.66) и (4.67), находим $\alpha_{n_{k+1}}$ и $\beta_{n_{k+1}}$. Условием окончания итераций принимаем неравенство $|1 - \Delta Fo / \Delta Fo'| < \Delta$.

Для определения ΔFo из (4.67), во втором периоде, необходимо знать $\theta_{n_{k+1}+2}^{k+1}$ температуру

правее границы раздела, для чего используем уравнения (4.46), (4.48) и температуру на поверхности расплавленной части окатыша, которую находим из граничного условия (4.61) заменив в нем $\theta_{n_k}^{k+1}$ на $\alpha_{n_k} \theta_{n_k+1}^{k+1} + \beta_{n_k}$, получим:

$$\theta_{n_k+1}^{k+1} = \frac{\theta_{n_k+1}^k + (Kl_{n_k+1} \beta_{n_k} + Krad) \Delta Fo / Kv_{n_k+1}}{1 + Kl_{n_k+1} (1 - \alpha_{n_k}) \Delta Fo / Kv_{n_k+1}}. \quad (4.68)$$

4.4.4 Разработка алгоритма и программы расчета плавления окатыша при подаче ЖМО в высокотемпературную зону электрической дуги под электродом

Так как при подаче окатыша в ванну ДСП через трубчатый электрод он сначала подвергается воздействию излучения дуги, а затем плавится в металлической ванне, то для расчета использовали следующие данные:

Окатыш	- радиус, $r_{ок}$	м	0,005
	- коэффициент теплопроводности, $\lambda_{ок}$	Вт/(м·К)	1,4
	- удельная теплоемкость, $c_{ок}$	Дж/(кг·К)	878
	- плотность, $\rho_{ок}$	кг/м ³	3000
	- начальная температура, $T_{0,ок}$	°С	25
	- температура плавления, $T_{пл,ок}$	°С	1450
Расплав окатыша	- удельная теплота фазового превращения (плавления), $L_{ок}$	Дж/кг	272200
	- коэффициент теплопроводности, $\lambda_{р,ок}$	Вт/(м·К)	15
	- удельная теплоемкость, $c_{р,ок}$	Дж/(кг·К)	878
	- плотность, $\rho_{р,ок}$	кг/м ³	3000
Металлическая корочка	- коэффициент теплопроводности, $\lambda_{м,к}$	Вт/(м·К)	30
	- удельная теплоемкость, $c_{м,к}$	Дж/(кг·К)	687
	- плотность, $\rho_{м,к}$	кг/м ³	7250
	- температура плавления, $T_{пл,м}$	°С	1450
	- удельная теплота фазового превращения (плавления), $L_{м}$	Дж/кг	277000
Металлический расплав	- температура, $T_{рас}$	°С	2735
	- коэффициент конвективной теплоотдачи, $\alpha_{рас}$	Вт/(м ² ·К)	1000
Дуга	- мощность дуги,	МВт	30

При расчете безразмерных критериев в качестве исходных значений теплофизических свойств использовали данные для окатыша ($c_{ок}$, $\rho_{ок}$, $\lambda_{ок}$). Таким образом, имеем:

- для окатыша $K_{\lambda,1} = K_{ср,1} = 1$, $K_{\lambda,i}^- = K_{\lambda,i}^+ = 1$, $K_{ср,i}^- = K_{ср,i}^+ = 1$;
- для поверхности окатыша-расплав окатыша $K_{\lambda,n_0+1}^- = 1$, $K_{ср,n_0+1}^- = 1$, $K_{\lambda,n_0+1}^+ = K_{\lambda,р,ок}$, $K_{ср,n_0+1}^+ = K_{ср,р,ок}$;
- для расплава окатыша $K_{\lambda,i}^- = K_{\lambda,i}^+ = K_{\lambda,р,ок}$, $K_{ср,i}^- = K_{ср,i}^+ = K_{ср,р,ок}$; -для поверхности окатыш-корочка $K_{\lambda,n_0+1}^- = 1$, $K_{ср,n_0+1}^- = 1$, $K_{\lambda,n_0+1}^+ = K_{\lambda,м}$, $K_{ср,n_0+1}^+ = K_{ср,м}$;
- для корочки $K_{\lambda,i}^- = K_{\lambda,i}^+ = K_{\lambda,м}$, $K_{ср,i}^- = K_{ср,i}^+ = K_{ср,м}$.

Программа расчета плавления окатыша при подаче ЖМО в высокотемпературную зону электрической дуги под электродом составлена, на основе разностных уравнений полученных выше. Программа, помимо блоков где задаются начальные данные и производятся предварительные вычисления, состоит из трех основных частей, по числу периодов плавления окатыша.

1. *Нагрев поверхности окатыша* от начальной температуры до температуры плавления, в результате воздействия излучения дуги, во время его падения

Алгоритм программы представлен на рис. 4.12.

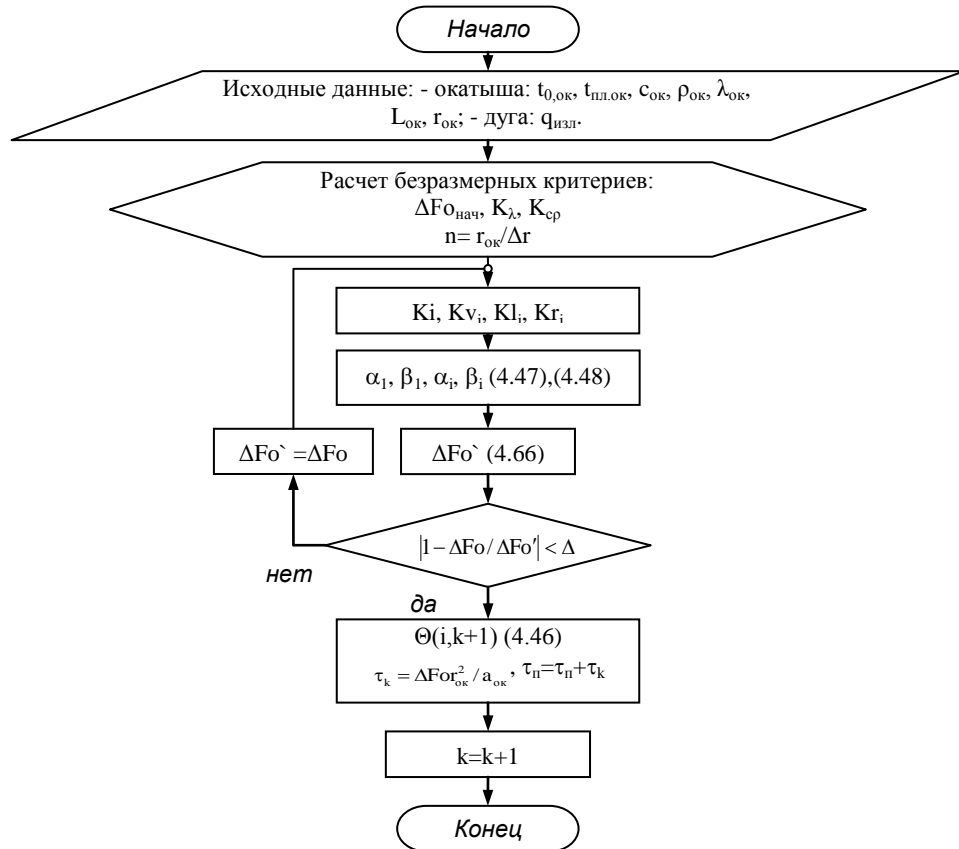


Рис. 4.12. Блок схема расчета нагрева поверхности окатыша

Порядок расчета шага по времени такой же, как для нагрева поверхности при плавлении вне влияния электрической дуги (второй период), который описан выше, с той разницей, что необходимо использовать коэффициенты (K_i , K_{v_i} , K_{l_i} , $K_{г_i}$), а новый безразмерный шаг по времени $\Delta Fo'$ определяется из (4.66). После чего программа завершает расчет периода нагрева.

2. *Плавление окатыша в подэлектродном пространстве*, во время его падения в дуге.

Алгоритм программы представлен на рис. 4.13. Начальное распределение безразмерных температур по сечению окатыша $\Theta(i, k)$ и номер шага по времени (k) берутся из расчета предыдущего периода.

Внешний тепловой поток от дуги больше потока отводимого от межфазной границы, в результате чего окатыш начинает плавиться и на его поверхности возникает слой расплава. Таким образом, для твердого остатка изменение количества шагов по координате $\Delta n = -1$, а общее количество шагов для окатыша и расплава остается постоянным, равным начальному количеству шагов.

Порядок расчета шага по времени такой же, как для кристаллизации при плавлении вне влияния электрической дуги (первый период), который описан выше, с той разницей, что необходимо использовать коэффициенты (K_i , K_o , K_{v_i} , K_{l_i} , $K_{г_i}$, K_{v_l} , K_{v_n}), а новый безразмерный шаг по времени $\Delta Fo'$ определяется из (4.67), для чего необходимо первоначально найти температуру правее границы раздела, используя уравнения (4.46), (4.48) и температуру на поверхности расплавленной части окатыша (4.68).

После расчета каждого шага по времени происходит проверка условия на окончание плавления в дуге, когда $\tau_n > \tau_{пад}$ (время становится больше времени падения окатыша в дуге). Если условие не выполняется, то программа производит аналогичный расчет для следующего шага по времени.

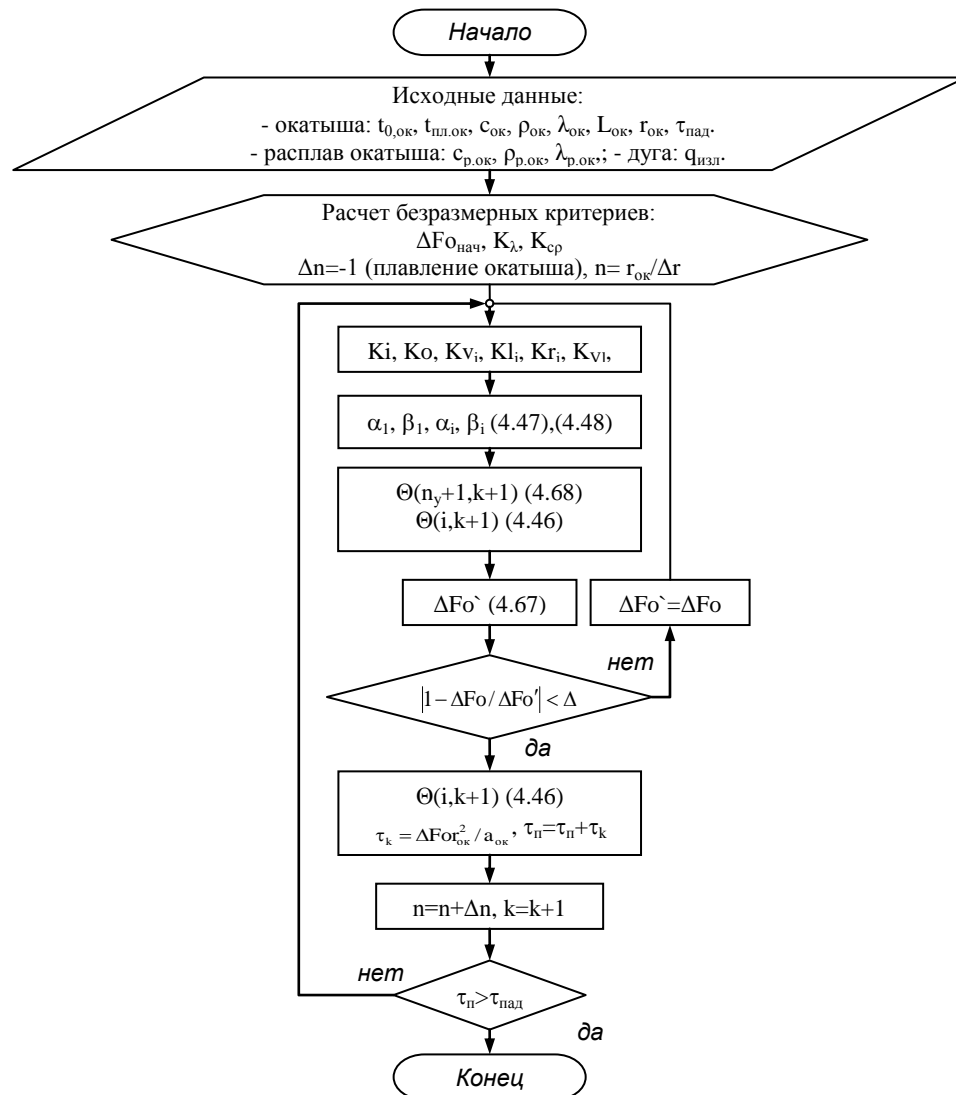


Рис. 4.13. Блок схема расчета плавления окатыша в подэлектродном пространстве, во время его падения в дуге

3. *Плавление окатыша в жидком металле* подэлектродного пространства (возможно образование металлической корочки).

Алгоритм программы представлен на рис. 4.14. Начальное распределение безразмерных температур по сечению окатыша $\Theta(i, k)$, номер шага по времени (k) и количество шагов по координате для окатыша берутся из расчета предыдущего периода.

Так как в начальный момент времени окатыш недостаточно прогрет, внешний тепловой поток может оказаться меньше потока, отводимого внутрь от межфазной границы, тогда на его поверхности возможна кристаллизация слоя металла и расчет периода начинаем принимая изменение количества шагов по координате $\Delta n = 1$, иначе происходит плавление ($\Delta n = -1$).

Порядок расчета такой же, как для теплового периода при плавлении вне влияния электрической дуги. После расчета каждого шага по времени происходит проверка условия окончания плавления, когда $n = 0$. Если условие не выполняется, то программа производит аналогичный расчет для следующего шага по времени

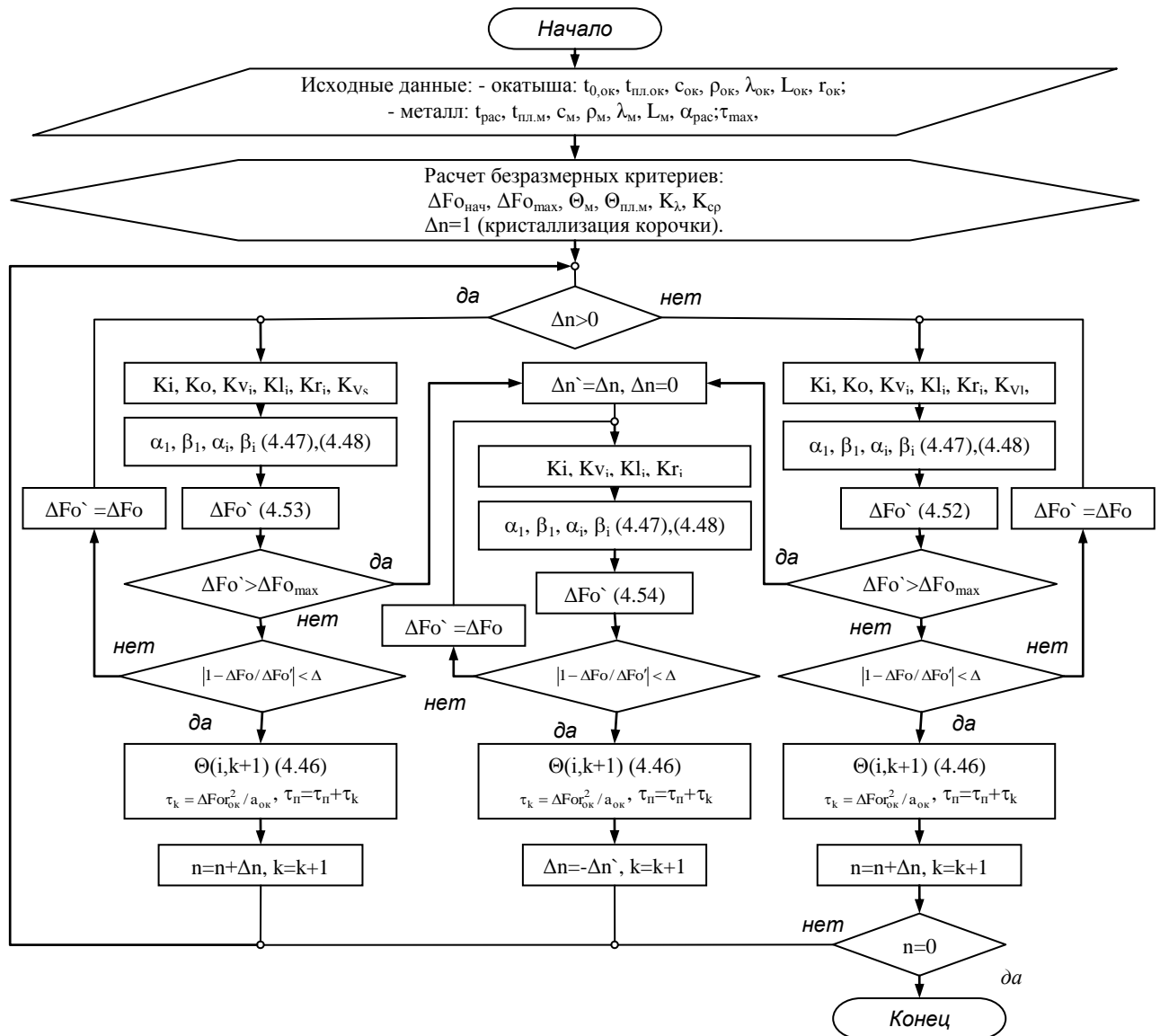


Рис. 4.14. Блок схема расчета плавления окатыша в жидком металле подэлектродного пространства

4.5 Проверка на адекватность и анализ результатов моделирования процессов нагрева и плавления окатыша в ванне дуговой печи

Программа расчета плавления окатыша реализована в среде программирования MATLAB (Приложение 4). Адекватность модели проверяли путем сравнения результатов расчета с опытными данными толщины намерзающей корочки на опытных образцах при их погружении в перегретый расплав (рис. 4.15). Разница не превышает 6%, что свидетельствует об адекватности предложенной модели.

Результаты моделирования плавления окатыша при различных коэффициента теплоотдачи и способах подачи приведены на рис. 4.16-4.18. Из графиков рис. 4.16 и 4.17 видно, что время плавления окатыша, при подаче через трубчатый электрод на расплав под дугой, в 4 раз меньше, чем при плавлении в шлаке, т.е. вне влияния электрической дуги. При подаче окатыша в шлак на нем образуется корочка толщиной до 25% от его радиуса, а сам тепловой период (существование корочки) достигает до 35% от времени плавления. При подаче в расплав под электродом корочка более чем в 3 раза меньше, продолжительность теплового периода не превышает 20%, а при высоких значениях коэффициента теплоотдачи корочка не образуется, и тепловой период отсутствует (окатыш сразу плавится).

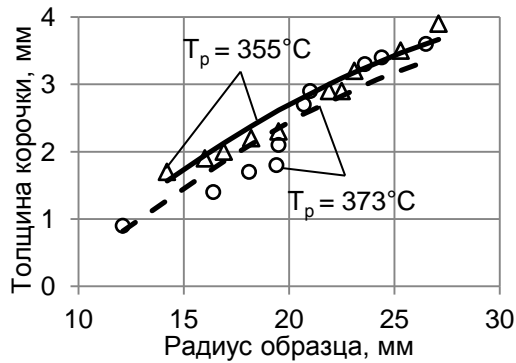


Рис. 4.15. Зависимость толщины намерзшей корочки от радиуса образца (на основе опытов [33]). Линии – расчет, Δ и \circ – замеры образцов

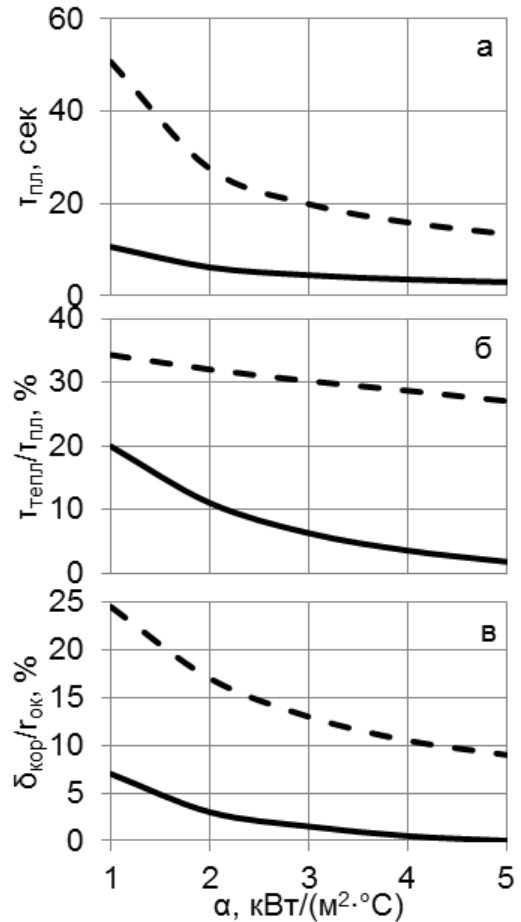


Рис. 4.16. Изменение времени плавления окатыша (а), доли теплового периода (б) и относительной толщины намерзающей корочки (в) в зависимости от коэффициента теплоотдачи при разных способах подачи ЖМО в ванну ДСП (— на расплав под дугой; - - - в шлак)

Температурные условия состояния окатыша проанализировали в динамике по ходу нагрева и плавления. Установили (рис. 4.17 и 4.18), что при плавлении окатыша в объеме шлака, к концу теплового периода (17,72 сек) он успевает прогреться, в то время как при подаче в подэлектродное пространство по его сечению присутствует существенный градиент температур.

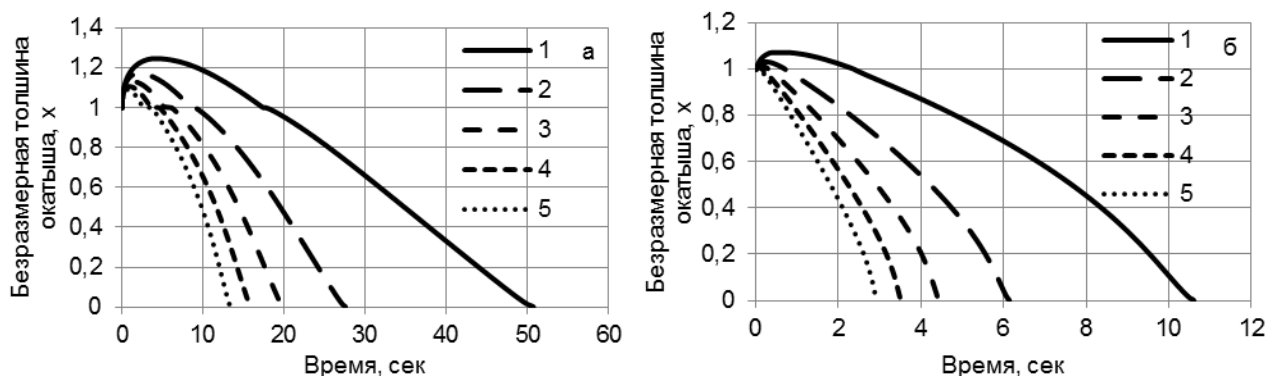


Рис. 4.17. Изменение безразмерного радиуса окатыша во времени при его подаче в шлак (а) и в подэлектродное пространство (б) при различных коэффициентах конвективной теплоотдачи (1 – 1; 2 – 2; 3 – 3; 4 – 4; 5 – 5 кВт/(м²·К))

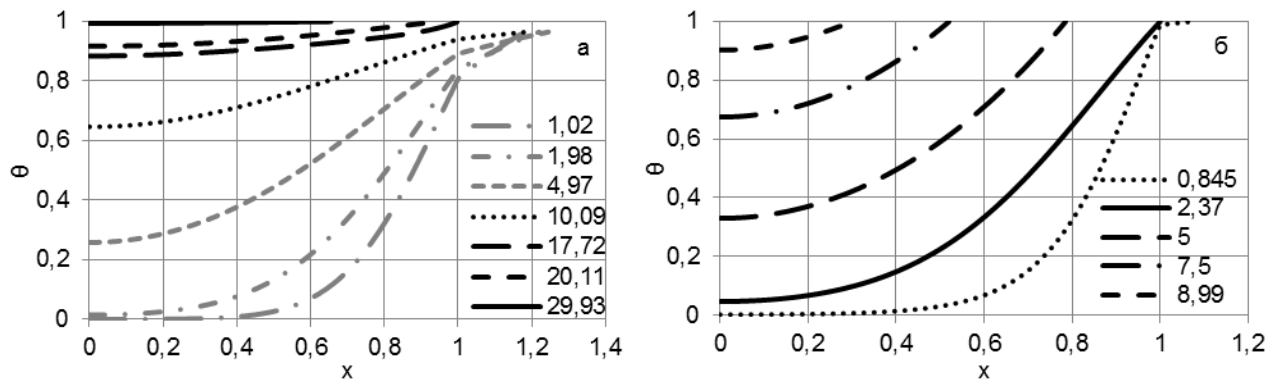


Рис. 4.18. Распределение температур по сечению окатыша ($\alpha = 1 \text{ кВт}/(\text{м}^2 \cdot ^\circ\text{C})$) при его подаче в шлак (а) и в подэлектродное пространство (б) в различные моменты времени плавления

Для рассматриваемых способов подачи (в шлак и в подэлектродное пространство) рассчитали время плавления окатыша при различных его размерах и коэффициенте теплоотдачи (рис. 4.19), при соответствующих характерных температурах расплава для этих зон ванны печи.

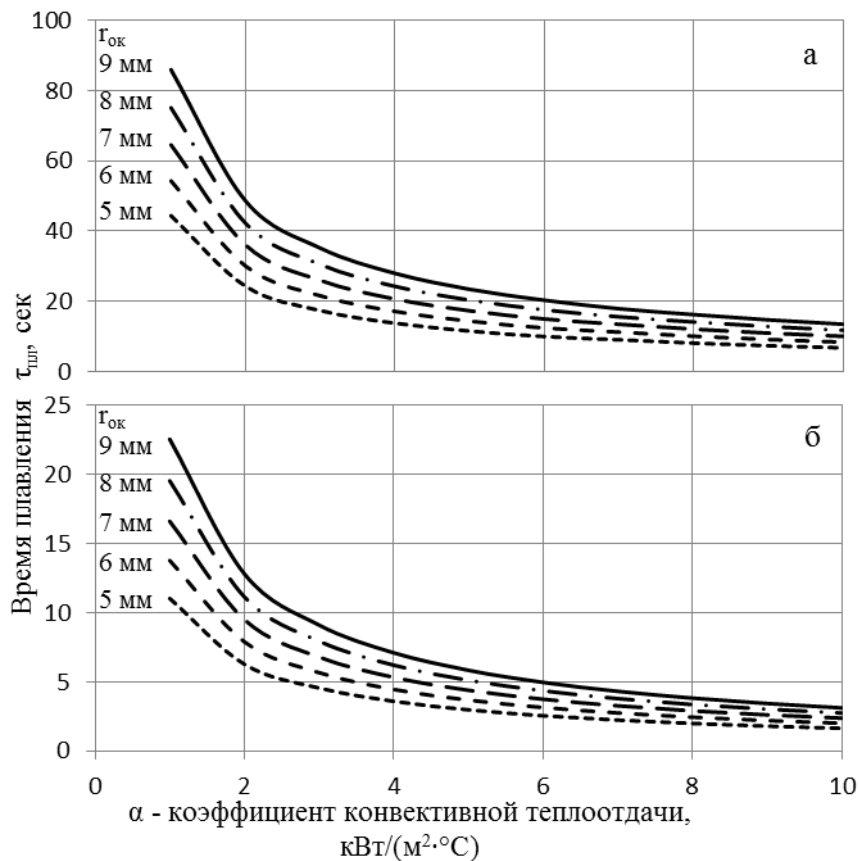


Рис. 4.19. Время плавление окатыша при подаче в шлак (а) и в подэлектродное пространство (б) от его размера и коэффициента теплоотдачи

Каждую кривую зависимостей времени плавления от коэффициента теплоотдачи на рис. 4.19 можно описать степенной функцией вида:

$$\tau_{\text{пл}} = a_1 \alpha^{a_2}. \quad (4.71)$$

Значения констант для всех кривых приведены в табл. 4.2. Полученные константы можно представить линейными уравнениями от радиуса окатыша. Таким образом, подставив их

в (4.71), получим уравнения для расчета времени плавления окатыша в шлаке и в подэлектродном пространстве.

Табл. 4.2. Константы кривых времени плавления окатыша

Радиус окатыша $r_{ок}$, мм	при подаче на шлак в межэлектродное пространство		при подаче на металл в подэлектродное пространство	
	a_1	a_2	a_1	a_2
9	85,176	-0,8	23,097	-0,861
8	74,118	-0,801	19,999	-0,854
7	63,379	-0,801	16,977	-0,846
6	53,03	-0,804	14,047	-0,838
5	43,073	-0,809	11,174	-0,827
	$a_1 = 10,53r_{ок} - 9,951$	$a_2 = 0,0021r_{ок} - 0,8177$	$a_1 = 2,98r_{ок} - 3,8$	$a_2 = -0,0084r_{ок} - 0,7864$

4.6 Выводы по Главе 4

Показано что способ подача ЖМО через трубчатые электроды является более выгодным по сравнению с типовым режимом плавления при использовании сплошных электродов в печи (подача окатышей вне зоны воздействия электрических дуг), т.к. температура расплава в этой зоне существенно отличается от средней температуры ванны и составляет около 3145 К и более.

Уточнен механизм нагрева и плавления окатыша с учетом влияния излучения электрической дуги, образования корочки металла на нем и положения области его подачи, и разработана математическая модель процесса плавления окатыша при его подаче в подэлектродное пространство, которая позволяет прогнозировать время его плавления.

Результаты моделирования плавления окатыша подтвердили эффективность подачи ЖМО на расплав под дугой. Так время плавления окатыша в 4 раз меньше, чем при плавлении в шлаке, т.е. вне влияния электрической дуги. Толщина корочки более чем в 3 раза меньше, при этом продолжительность теплового периода не превышает 20%, а при высоких значениях коэффициента теплоотдачи корочка не образуется, и тепловой период отсутствует. В то время как при подаче в шлак на нем образуется корочка толщиной до 25% от его радиуса, а сам тепловой период достигает до 35% от времени плавления.

Температурные условия состояния окатыша проанализировали в динамике по ходу нагрева и плавления. Установили, что при плавлении окатыша в объеме шлака, к концу теплового периода он успевает прогреться, в то время как при подаче в подэлектродное пространство по его сечению присутствует существенный градиент температур.

Получены уравнения для расчета времени плавления окатыша в шлаке и в подэлектродном пространстве, при соответствующих характерных температурах расплава для этих зон ванны печи.

Глава 5. Разработка энергосберегающей технологии электроплавки стали с применением комплексной математической модели расчета процессов нагрева, обезуглероживания, плавления и загрузки окатышей через осевые отверстия электродов дуговой печи

5.1 Особенности модернизации и анализ методов повышения эффективности электросталеплавильного производства

Проектная производительность ЭСПЦ ОАО «ОЭМК» составляла 1450 тыс. т. годной литой заготовки [107,108], а в настоящее время объём производства стали в четырёх 150 т дуговых печах достиг более 3 млн. т. в год.

На всех четырёх 150 т дуговых печах (печи №1 и №4 с трансформаторами мощностью 90 МВ·А, а на №2 и №3 с 105 МВ·А фирмы «Tamini» - Италия) установлены газокислородные модули «Пайреджет» фирмы «Американ комбашен» (США), предназначенные для интенсификации плавки ЖМО введением химической энергии [109].

В результате применения этих и других [58,109] мероприятий (внедрение систем оптимизации мощности дуги фирмы «АМІ» Мексика) снизилась продолжительность плавки, сократился удельный расход электроэнергии и увеличилась производительность печей (поэтапно на 48 тыс. т. стали и 25 тыс. т., а на печах с трансформаторами мощностью 105 МВ·А ещё на 50 тыс. т. в год на каждой печи). Переход на современные программируемые логические контроллеры «Симатик S-7» фирмы «Siemens» позволил осуществить эффективное управление скоростью подачи окатышей в ДСП в автоматическом режиме в зависимости от параметров теплового состояния ванны.

При этом 150 т ДСП характеризуется следующими усреднёнными показателями с применением ТКГ и подачи ЖМО в ванну агрегата: расход кислорода $Q_{O_2} = 37 \text{ м}^3/\text{т}$; природного газа $Q_g = 6,2 \text{ м}^3/\text{т}$; вдуваемого угля $Q_c = 7,2 \text{ кг/т}$; доломитизированной извести $Q_{из} = 4,6 \text{ кг/т}$ и других вдуваемых мелких отходов $Q_{др} = 10 \text{ т/плавку}$; с температурой стали на выпуске $t_{ст} = 1645 \text{ °C}$ и содержания FeO в шлаке в пределах 17,5 – 28 %.

В среднем после расплавления металлолома в ДСП осуществляется непрерывная подача ЖМО через свод со скоростью около 30 кг/мин·кВт, при расходах электроэнергии на расплавление металлошхты в пределах 400–500 кВт·ч/т. Плавление ЖМО в ванне печи осуществляется без образования глыб («айсбергов»), что обеспечивается оптимальной скоростью подачи ЖМО в ванну по заданному режиму с использованием автоматических регуляторов мощности дуги и скорости подачи окатышей (рис. 1.2).

Период окисления плавки заканчивается при заданном содержании углерода, поэтому с металлоломом и окатышами вводят расчётное количество углерода в виде кокса. Наилучшим науглероживателем является углерод ЖМО, чистый по сере и стабильно усваиваемый металлом. Содержание углерода в ЖМО (примерно 1,5-2,5%) рассчитывается по его потребности на восстановление остатков оксидов, окислительное кипение металла и заданное содержание углерода в металле после его расплавления. Статьи теплового баланса 150 т ДСП при плавлении ЖМО в сталеплавильной ванне имеет следующий вид (табл. 5.1).

Удельный расход электроэнергии на 1 т жидкого металла:

$$W_1 = W_{эл} / (3600 G_m) = 225,738 \cdot 10^6 / (3600 \cdot 150) = 418,033 \text{ кВт·ч/т} \quad (5.1)$$

Дополнительный приход тепла при использовании системы для вспенивания шлака связан с лучшим экранированием электрических дуг и уменьшением тепловых потерь с отходящими газами, теплопроводностью, потерь тепла с охлаждающей водой и излучением

через открытые окна и отверстия на 20%.

Табл. 5.1. Тепловой баланс плавки стали в ДСП

Статья прихода	ГДж	%	Статья расхода	ГДж	%
1. Тепло, вносимое с шихтой	2,413	0,72	1. Физическое тепло стали	215,258	64,02
			2. Физическое тепло стали, теряемое со шлаком	1,076	0,32
2. Энергия, вносимая дугами	225,738	67,13	3. Физическое тепло шлака	51,823	15,41
3. Тепло экзотермических реакций	97,276	28,93	4. Тепло, уносимое газами	23,704	7,05
4. Тепло шлакообразования	10,823	3,22	5. Потери тепла теплопроводностью	8,481	2,52
			6. Потери тепла с водой	7,699	2,29
			7. Потери тепла излучением через открытые окна и отверстия	5,635	1,68
			8. Потери тепла электрических дуг	22,574	6,71
Итого	336,25	100	Итого	336,25	100

Таким образом, применение системы для вспенивания шлака приведёт к изменению статей теплового баланса, как показано в табл. 5.2.

Удельный расход электроэнергии на 1 т жидкого металла:

$$W_1 = W_{\text{эл}} / (3600 G_{\text{м}}) = 216,86 \cdot 10^6 / (3600 \cdot 150) = 401,59 \text{ кВт} \cdot \text{ч/т} \quad (5.2)$$

Экономия электроэнергии составит: $225,738 - 216,86 = 8,878 \text{ ГДж}$, или $8,878 \cdot 10^9 / (3600 \cdot 150) = 16,4 \text{ кВт} \cdot \text{ч/т}$.

Табл. 5.2. Тепловой баланс плавки стали в ДСП с применением системы для вспенивания шлака

Статья прихода	ГДж	%	Статья расхода	ГДж	%
1. Тепло, вносимое с шихтой	2,413	0,73	1. Физическое тепло стали	215,258	65,26
2. Энергия, вносимая дугами	216,86	65,75	2. Физическое тепло стали, теряемое со шлаком	1,076	0,33
			3. Физическое тепло шлака	51,823	15,71
3. Тепло экзотермических реакций	97,276	29,49	4. Тепло, уносимое газами	23,704	7,19
			5. Потери тепла теплопроводностью	6,78	2,06
4. Тепло шлакообразования	10,823	3,28	6. Потери тепла с водой	6,16	1,87
			7. Потери тепла излучением через открытые окна и отверстия	4,51	1,37
			8. Потери тепла электрических дуг	17,47	5,3
Итого	329,83	100	Итого	329,83	100

Рассчитаем сокращение времени плавки, если 225,738 ГДж вводится в печь в течение 1,33 часа. Вычисляем сколько времени необходимо для ввода 216,86 ГДж, т.е. $\tau_p = 216,86 \cdot 1,33 / 225,738 = 1,277 \text{ ч}$ и при этом сокращение времени плавки будет: $\Delta\tau = \tau_{\text{расп}} - \tau_p = 1,33 - 1,277 = 0,053 \text{ час} = 3,18 \text{ мин}$. Анализ опытных данных (табл. 5.1 и 5.2) свидетельствует об эффективности применения технологии вспенивания шлака в дуговой печи при подаче углеродсодержащих материалов в потоке топливно-кислородного факела от ТКГ.

5.2 Анализ работы АСУ-ТП и оптимизация электрического режима при электроплавке ЖМО в дуговой печи

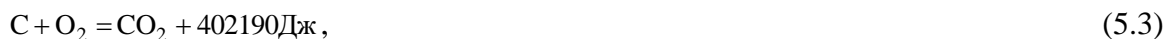
В составе АСУ-ТП электроплавкой ЖМО, сердцем системы является регулятор электродов DigitARC с системой оптимизации SmartARC. При управлении перемещением электродов используются пропорциональный и интегральный контуры регулирования, переменный коэффициент усиления в зависимости от разницы задания и фактического значения, заложены различные защитные функции: от обвалов лома, поломок электрода,

перегрузок трансформатора.

В регуляторе предусмотрена «Программа мощности» как альтернатива в случае неработоспособности SmartARC, жёстко определяющая его работу в разных периодах плавки. Ступени трансформатора и тока выбираются в процессе плавки с учётом введённой электрической энергии и количества загруженной металлошихты.

Оптимизация подводимой мощности основана на обнаружении в реальном времени различных процессов и условий в ДСП, таких как наличие и состояние шлака, стабильность дуги и др. Цель оптимизации скорости подачи ЖМО и извести состоит в достижении максимального ввода мощности таким образом, чтобы скорость подачи окатышей соответствовала вводу энергии и поддержанию температурного режима плавки [58,108].

Основная задача использования химических источников тепла в ДСП (вдувание угля для вспенивания шлака и экранирования дуг, использование газокислородных горелок и инжекторов кислорода для нагрева шихты, окисления элементов завалки и для дожигания CO_2 , H_2 и CH_4 в подсводовом пространстве) заключается в снижении удельного расхода электроэнергии и повышении производительности ДСП. Горение углерода и природного газа в рабочем пространстве печи имеет определённые термодинамические и кинетические ограничения, не позволяющие в полной мере использовать теплотворные их способности. Так их горение в струе кислорода происходит по реакциям:



Это экзотермические реакции, однако, полного сгорания не происходит. В присутствии твёрдого углерода (вдуваемого угля и углерода графитированных электродов) неизбежными становятся реакции взаимодействия твёрдого углерода с диоксидом углерода и водяными парами (реакции газификации углерода):



Эти реакции – эндотермические, они идут с поглощением тепла. Водяные пары H_2O образуются как по реакции (5.4), так и при испарении гидратной влаги шихты и вдуваемого угля, а также при испарении проникающей воды, используемой для орошения электродов с целью их охлаждения. Поэтому атмосфера рабочего пространства ДСП состоит из N_2 , CO , CO_2 , H_2 , H_2O и O_2 . Технологическим приёмам, направленным на полное дожигание CO и H_2 , а также метана в рабочем пространстве печи с целью более полного использования химической энергии, препятствует термодинамическая неизбежность взаимодействия CO_2 и H_2O с углеродом электродов. Кроме того, с точки зрения термодинамики повышение температуры в рабочем пространстве печи сдвигает равновесие реакций (5.5) и (5.6) в сторону образования оксида углерода и водорода. Горение этих газов в подсводовом пространстве даёт пламя с низкой излучательной способностью (степень черноты CO_2 – не более 0,1, а H_2O – не более 0,2). Такое пламя не способно передавать излучением заметное количество теплоты на плавящийся или уже расплавленный металл. Результатом будет только перегрев за счёт конвективного теплопереноса верхнего строения и свода печи. Вдувание в подсводовое пространство тонкомолотого угля с целью повышения его светимости (степени черноты) дополнительно сдвинет равновесие реакций (5.5) и (5.6) вправо, в сторону образования CO и H_2 .

В современных ДСП, к сожалению, имеют место большой (до 10 – 15 %) угар металла и связанное с ним образование бурого дыма. Можно выделить три зоны окисления железа.

1. Зона воздействия газокислородного факела на шихту. При низких температурах

(<1000 °С) шихта преимущественно нагревается, но при более высоких происходит интенсивное окисление железа по реакции: $\text{Fe} + \text{CO}_2 = \text{FeO} + \text{CO} - 16060 \text{ Дж}$. Из известных диаграмм равновесия следует, что при 1000 °С равновесный с железом состав газа состоит из 65 % CO и 35 % CO₂, а при 1400 °С уже из 80 % CO и 20 % CO₂, т.е. всё более низкие содержания CO₂ в газовой фазе являются окислительными в отношении железа.

2. Зона воздействия кислородной струи на металл: $\text{Fe} + 1/2\text{O}_2 = \text{FeO} + 237950 \text{ Дж}$. Окисление железа кислородом сопровождается выделением большого количества тепла. Этого количества тепла достаточно, чтобы нагреть реакцию зону до температуры кипения железа 3145 К. При этом происходит интенсивное испарение железа, переход его в газ и окисление до Fe₂O₃, которое окрашивает дым в бурый цвет. Рассредоточенная продувка кислородом будет способствовать снижению температуры реакционной зоны и угара железа.

3. Зона пятна дуги. По мнению авторов работы [110], при работе ДСП без пенного шлака дуга излучает тепло на мениск металла и на поверхность шлака, поддерживая его жидкотекучесть и обеспечивая нагрев ванны через шлак. Часть энергии дуги рассеивается излучением на стены и свод ДСП. При пенном шлаке дуга горит в замкнутом изолированном пространстве. Излучение на стены и свод практически отсутствует. И вся энергия дуги расходуется на локальный нагрев металла, температура которого в пятне дуги достигает температуры кипения. Эта “избыточная” энергия расходуется на испарение металла и шлака, ещё более увеличивая суммарные потери металла.

В процессе плавки потребление активной мощности ДСП происходит неравномерно. Так, коэффициент мощности для них изменяется от 0,1 до 0,15 при эксплуатационных коротких замыканиях до 0,79 – 0,85 в течение доводки металла. В процессе расплава шихты, который составляет 30 – 40 % общей продолжительности, коэффициент находится в пределах 0,67 – 0,79 (в это время он подвержен резким колебаниям). Если в электрическую систему предприятия включено одновременно несколько печей, то возникает ситуация, когда все дуговые печи функционируют в режиме расплава шихты, а потребление мощности группой печей максимально. Из-за её колебания изменяется напряжение питания, как по величине, так и по времени. Интервал колебаний напряжения определяется выражением:

$$\delta U_{\%} = \delta U / U_n \cdot 100\% = (R\delta P + X\delta Q) / U_n^2 \cdot 100\%, \quad (5.7)$$

где δP , δQ – интервал изменения активной и реактивной мощности по времени; U_n – номинальное напряжение; R и X – активное и индуктивное сопротивление короткого замыкания на шинах питающей системы.

Отклонения питающего напряжения от номинального значения ухудшают условия, и работа ДСП может выйти за пределы оптимального электрического режима. Основным электрическим параметром плавки является напряжение, величина которого соответствует технико-экономическим показателям работы печи. Большое значение имеет изменение вводимой в печь активной мощности. С уменьшением длины дуги и увеличением вводимой активной мощности повышается тепловой коэффициент полезного действия.

Формула (1.16) в общем виде отражает основную часть вводимой в печь активной мощности. Снижение напряжения на дуге происходит также из-за изменения режима реактивной мощности или её повышения. В результате величина активной мощности, вводимой в печь, уменьшается. Такие процессы, протекающие во время плавления, приводят к увеличению продолжительности плавки и удельного расхода электроэнергии. Теоретические положения подтверждаются экспериментальными данными, полученными при исследовании совместной работы четырёх 150 т электропечей в системе электроснабжения ОАО «ОЭМК».

При работе ДСП в отношении колебаний напряжения в питающей сети должно выполняться условие, что суммарная мощность одновременно работающих ДСП должна быть менее 1% от мощности короткого замыкания на шинах питания. Для одной и той же точки электрической сети в максимальном и минимальном режимах работы мощности короткого замыкания различаются. В результате вычислений могут быть определены вероятные уровни колебаний напряжения.

Основные электрические характеристики ДСП: активная мощность P_a , вводимая в печь; мощность дуг P_d ; рабочий ток I_2 и напряжение дуги U_d ; электрический КПД $\eta_{эл}$ и коэффициент мощности λ (нестрого $\cos\varphi$), связывающий активную мощность P_a и кажущуюся мощность печного трансформатора $S_{тр}$. При отключённой печи или в режиме короткого замыкания реактивное сопротивление X_3 электропечного контура примерно на порядок выше, чем активное сопротивление R , поэтому полное сопротивление определяется практически реактивным сопротивлением – реактансом X_3 .

Регулировать мощность, вводимую в ДСП, можно дискретно, переключая ступени печного трансформатора и меняя вторичное питающее напряжение $U_{2л}$, и плавно за счёт рабочего тока I_2 при вертикальном перемещении электродов, когда изменяются длина L_d и сопротивление дуги R_d . Электрические характеристики строятся в функции рабочего тока на фиксированных ступенях напряжения. При построении рабочих электрических характеристик в расчётные формулы вносятся эмпирические поправочные коэффициенты, учитывающие, в частности, возрастающие эксплуатационные значения реактивного сопротивления электропечного контура.

Кривые мощностей P_a и P_d в функции рабочего тока имеют восходящие и нисходящие ветви и точки максимума. Параболический характер кривых свидетельствует о том, что одну и ту же мощность можно ввести в печь при разных рабочих токах и, следовательно, при разных напряжениях и длине дуг. У дуг одной мощности и разной длины распределения мощности между металлом и футеровкой будет различаться. Это означает, что при одной и той же потребляемой активной мощности показатели стойкости, энергетические потери и производительность также будут различаться.

Результаты обработки опытных данных работы 150 т ДСП приведены на рис. 5.1-5.3. Из рис. 5.1 видно, что с увеличением длительности плавки энергоёмкость процесса ($Q_{эл.эн}$), удельный расход электроэнергии ($q_{эл.эн}$) возрастают а, производительность (P_p) снижается, что сказывается на выходе годной стали (Q_g , %) и других показателях. Из рис. 5.2 следует что увеличение доли времени загрузки окатышей ($\tau_r/\tau_{пл}$) приводит к увеличению производительности (P_p , т/мин) печи. Из данных рис. 5.1-5.3 следует, что показатели электроплавки ЖМО в 150 т ДСП заметно изменяются и имеют существенный разброс величин, что указывает на необходимость соблюдения контроля параметров плавки.

Максимальные значения потребляемой активной мощности $P_{a, \max}$ для данной ступени напряжения достигаются при соответствующем рабочем токе – токе максимума активной мощности $I_{2\max}$. При известных заданных значениях потребляемой мощности P_a и реактивном сопротивлении электропечного контура X максимуму потребляемой мощности отвечают следующие соотношения:

- наименьшее вторичное напряжение, обеспечивающее достижение P_a :

$$U_{2\max} = \sqrt{P_a} \cdot 2X, \quad (5.8)$$

- ток максимума активной мощности на ступени напряжения $U_{2\max}$:

$$I_{2\max} = 0,41U_{2\max} / X, \quad (5.9)$$

- кажущаяся мощность трансформатора при токе максимума активной мощности $I_{2\max}$ на ступени напряжения $U_{2\max}$ [108]:

$$S_{\text{тр. max}} = 0,71U_{2\max} / X, \quad (5.10)$$

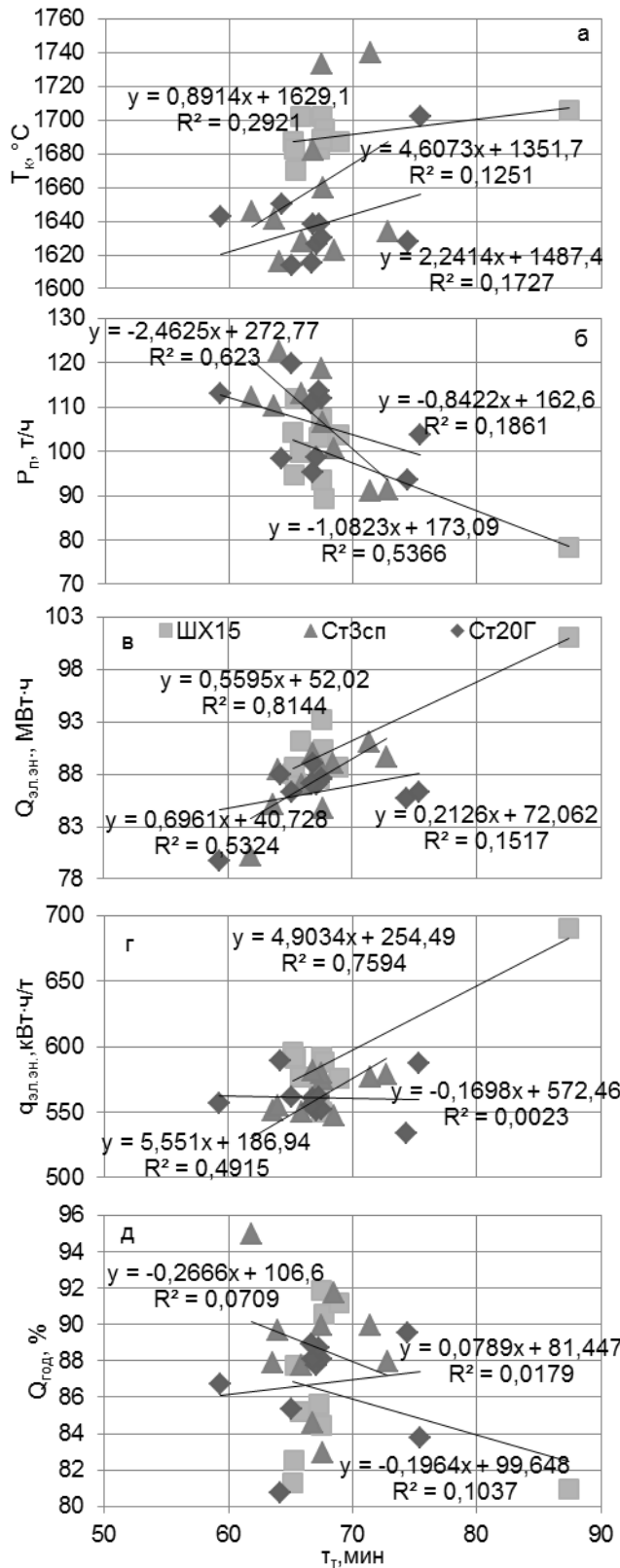


Рис. 5.1. Графики конечной температуры ($T_{\text{кон}}$, °C) (а), производительности (P_n , т/мин) (б), общего ($Q_{\text{эл.эн.}}$, МВт·ч) (в) и удельного ($q_{\text{эл.эн.}}$, кВт·ч/т) (г) расхода электроэнергии и выход годного ($Q_{\text{год}}$, %) (д) от общей продолжительности плавки (τ_t , мин)

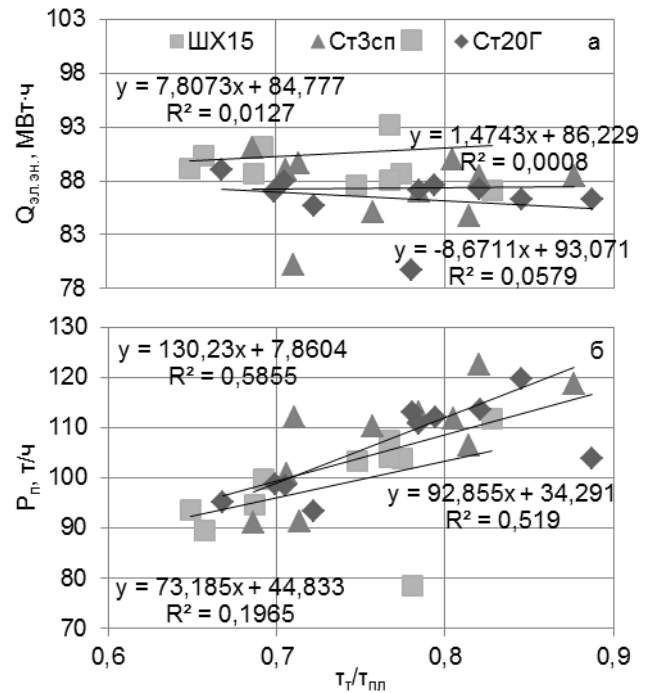


Рис. 5.2. Графики производительности (P_n , т/мин) (а), общего ($Q_{\text{эл.эн.}}$, МВт·ч) расхода электроэнергии (б) от отношения времени загрузки окатышей ко времени плавки ($\tau_t/\tau_{\text{пл}}$)

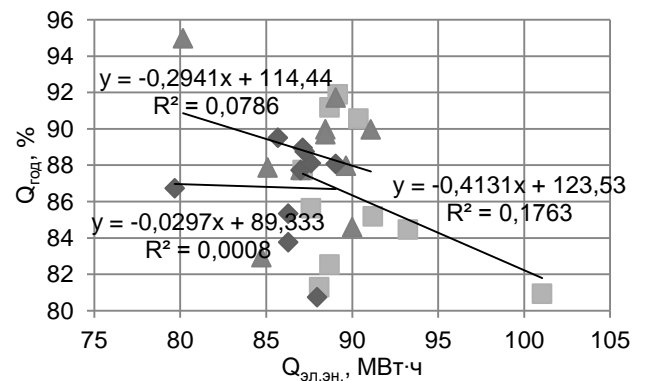


Рис. 5.3. Характер влияния удельного расхода электроэнергии ($q_{\text{эл.эн.}}$, кВт·ч/т) при электроплавке ЖМО на выход годного металла ($Q_{\text{год}}$, %) в условиях работы 150 т дуговой печи

Электроплавка стали требует экранирования дуг с целью защиты футеровки от чрезмерного теплового воздействия, снижения тепловых потерь, повышения электрического КПД печи. Это возможно заглублением дуги в металл под воздействием электромагнитных сил, путём увеличения рабочего тока, либо пенистым шлаком, если печь оборудована устройствами и снабжена материалами для его вспенивания. Сопоставление способов экранирования дуг показывает следующее.

При экранировании дуг погружением в металл электромагнитная сила дуги:

$$F_n = \mu_0 (I_d^2 / \pi^2 R_d^2) (1 - r_d^2 / R_d^2) 2\pi r_d dr_d, \quad (5.11)$$

где μ_0 – магнитная проницаемость; r_d , R_d – радиус столба дуги от центра к периферии.

Таким образом, $F_n = 5,1 \cdot 10^9 I_d^2 \cdot 9,8$, Н.

Давление дуги на металл, Н/м²:

$$F_n / S = \rho_{mc} h_{mc}, \quad (5.12)$$

где S – площадь пятна дуги, м².

При использовании пенистых шлаков закрытие дуги шлаком оценивается коэффициентом экранирования:

$$f_r = h_{кип} / L_d, \quad (5.13)$$

где $h_{кип}$ – высота подъёма уровня шлака при кипении, связанная с интенсивностью окисления углерода в шлаковой фазе.

При вдувании в шлак углеродсодержащих материалов (УСМ) с помощью ТКГ углерод УСМ восстанавливает оксид железа (FeO) с образованием оксида углерода по реакции (5.14), что приводит к вспениванию шлака:



При увеличении (FeO) в шлаке, его вязкость снижается, а плотность увеличивается.

Высоту пены шлака ($H_{шл}$, м) находим из выражения:

$H_{шл} = \xi V_{CO} / S_v$, где V_{CO} – интенсивность газовыделения из ванны ДСП, находили из уравнения (3.72), м³/с; S_v – площадь поперечного сечения ванны, м².

Индекс вспенивания (ξ) является характеристикой шлака и зависит от таких его свойств, как вязкость (μ , Н·с/м²), величины поверхностного натяжения (σ , Н/м) и плотности ($\rho_{шл}$, кг/м³), т.е. имеем:

$$\xi = 115 \mu^{1,2} / (\sigma^{0,2} \rho_{шл} d_{CO}^{0,9}), \quad \text{где } d_{CO} \text{ – диаметр пузыря CO, м.} \quad (5.15)$$

Из приведенных выражений следует, что при снижении вязкости ($\mu \rightarrow \min$) и увеличении плотности ($\rho_{шл} \rightarrow \max$) индекс $\xi \rightarrow \min$, что негативно сказывается на процессе вспенивания шлака в ДСП. Таким образом, с одной стороны, при увеличении концентрации (FeO) в шлаке скорость реакции (5.14) должна увеличиваться, но с другой стороны, изменение свойств шлака препятствует его вспениванию, что является технической задачей при отработке технологии электроплавки стали, т.к. требуется обеспечивать [58,107] оптимальное содержание (FeO) в шлаке по ходу окислительного периода.

5.3 Исследование эффективности электроплавки металлизированных окатышей при их непрерывной подаче через осевые отверстия электродов в ванну дуговой печи

В современных условиях развития электросталеплавильного производства перспективным [111,112] является процесс электроплавки стали с применением непрерывной загрузки ЖМО в ванну дуговой печи через трубчатые электроды в пространство воздействия дуг на поверхность железо-углеродистого расплава [54].

Для оценки эффективности применения режима электроплавки стали с применением метода подачи ЖМО в ванну дуговой печи через трубчатые электроды (рис. 5.4) разработали экспериментальную ЭПУ [112], которую использовали для имитирования режима плавления ЖМО в железо-углеродистом расплаве [54].

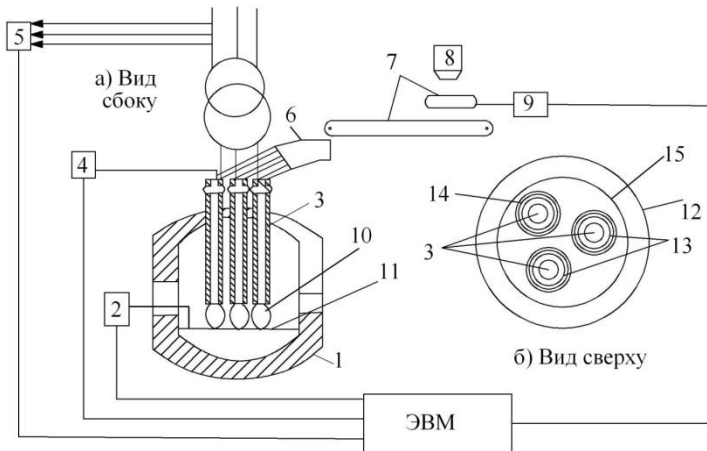


Рис. 5.4. Схема организации режима подачи металлизированных окатышей через трубчатые электроды в ванну дуговой сталеплавильной печи: 1 – печь; 2 – устройство измерения температуры металла; 3 – трубчатые электроды; 4 – датчик напряжения и тока; 5 – датчик потребляемой активной мощности; 6 – устройство распределения окатышей по электродам; 7 – конвейеры подачи окатышей; 8 – бункер; 9 – исполнительный механизм; 10 – электрические дуги; 11 – ванна; 12 – радиус печи на уровне порогов; 13 – мениски; 14 – диаметр распада; 15 – зона плавления и кипения ванны

Представляется необходимым определить поверхность потока окатышей ($F_{об.ок.}$, m^2), которая подвергается излучению электрических дуг при подаче их через осевые отверстия электродов (рис. 5.4, поз. 3) и расходом $v_{ок}$ в ванну дуговой печи.

Время свободного падения окатыша в разреженном потоке ЖМО, подаваемого через трубчатый электрод (рис. 5.5) в расплав определяли [54] из условия:

$$a_2 \tau_{пад}^2 / 2 + V_x \tau_{пад} - h = 0, \quad (5.16)$$

где a_2 – ускорение движения окатыша, m/c^2 ; V_x – скорость падения окатыша на выходе из отверстия электрода, m/c ; $\tau_{пад}$ – время падения окатыша, c ; h – высота падения окатыша, равная длине дуги (1.26), m .

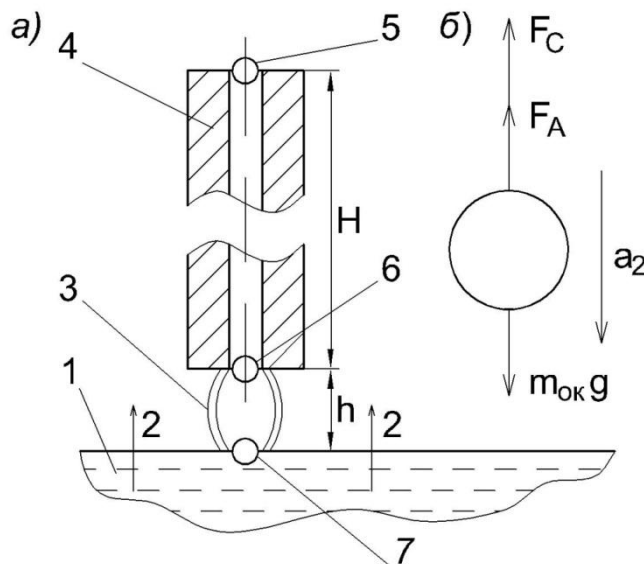


Рис. 5.5. Схема движения окатыша по осевому отверстию электрода (а) и распределение сил при его падении (б): 1 – расплав; 2 – отходящие газы; 3 – электрическая дуга; 4 – трубчатый графитированный электрод; 5 – окатыш на входе в отверстие электрода; 6 – окатыш на входе в объем дуги; 7 – окатыш в ванне расплава; Н – длина электрода; h – путь движения окатыша в дуге

Из выражения (5.16) следует что $\tau_{\text{пад}} = (\sqrt{V_x^2 + 2ha_2} - V_x)/a_2$. Из физических условий падения окатыша в полость электрода (рис. 5.5, а) имеем:

$$H = g\tau_{\text{пад}}^2/2; V_x = g\tau_{\text{пад}}; H = V_x^2/(2g), \text{ т.е. } V_x = \sqrt{2gH}, \quad (5.17)$$

где H – длина электрода (состоит из 2-3 секции длиной по 2,1-2,4 м каждая).

Из рассмотрения сил влияющих на окатыш (рис. 5.5, б) на пути падения H имеем:

$$-m_{\text{ок}}a_2 = F_C + F_A - m_{\text{ок}}g. \quad (5.18)$$

Откуда находим значение ускорения падения окатыша:

$$a_2 = (-F_C - F_A + m_{\text{ок}}g)/m_{\text{ок}}, \quad (5.19)$$

где $m_{\text{ок}} = 4/3\pi\rho_{\text{ок}}r_{\text{ок}}^3$ – масса окатыша, кг.

При этом сила сопротивления газовой среды равна:

$$F_C = 6\pi\mu_{\text{ср}}r_{\text{ок}}V_x, \quad (5.20)$$

где $\mu_{\text{ср}}$ – вязкость среды (отходящих из расплава газов), в которой по отверстию электрода движется окатыш, Па·с.

Расчет силы Архимеда выполняется по формуле:

$$F_A = 4/3\pi r_{\text{ок}}^3 \rho_{\text{ср}}g, \quad (5.21)$$

где $\rho_{\text{ср}}$ – плотность газовой среды в которой движется окатыш, кг/м³.

Из выражения (5.19) с учетом (5.20) и (5.21) имеем:

$$a_2 = (-4,5\mu_{\text{ср}}V_x - r_{\text{ок}}^2\rho_{\text{ср}}g + r_{\text{ок}}^2\rho_{\text{ок}}g)/(r_{\text{ок}}^2\rho_{\text{ок}}). \quad (5.22)$$

С учетом уравнений (5.22) и (5.17) из (5.16) определяли время падения окатыша ($\tau_{\text{пад}}$).

Аналогично можно определить время падения окатыша в электроде. В качестве высоты падения окатыша (h) используем длину электрода (H), а начальную скорость (V_x) находим из скорости загрузки окатышей:

$$V_x = v_{\text{ок}}/(\rho_{\text{пот}}S_{\text{отв}}), \quad (5.23)$$

где $\rho_{\text{пот}}$ – плотность потока ЖМО, кг/м³; $S_{\text{отв}} = \pi r_{\text{отв}}^2$ – сечение отверстия электрода, м².

Расчеты показали, что время падения в электроде слабо зависит от скорости загрузки. Так при длине электрода $H = 4,5$ м и диаметре отверстия $d_{\text{отв}} = 150$ мм время падения составит $\tau_{\text{пад}} = 0,926$ и $0,892$ с, соответственно при $v_{\text{ок}} = 30$ и 60 кг/с.

Исходя их времени падения, скорости загрузки для электрода длиной $H = 4,5$ (2 секции) с диаметрами отверстия от 50 до 150 мм определили порозность в нем потока ЖМО (рис. 5.6).

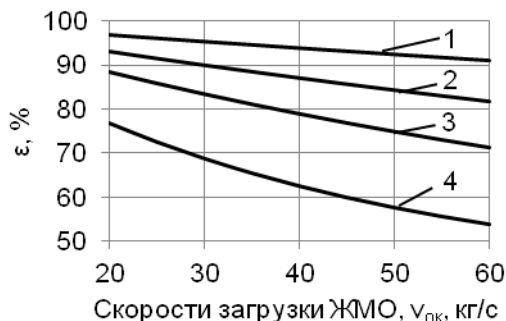


Рис. 5.6. Зависимость порозности (ϵ) потока ЖМО в осевом отверстии электрода (длиной 4,5 м) от расхода окатышей, при различных диаметрах отверстия ($d_{\text{отв}}$): 1 – 150 мм; 2 – 100 мм; 3 – 75 мм; 4 – 50 мм

Из полученных данных следует, что при подаче со скоростью $v_{\text{ок}} = 60$ кг/с и диаметре отверстий более 75 мм, объемная доля ЖМО не превышает 30%. Следовательно, через данные электроды, возможно подавать ЖМО со скоростями которые используются на 150 т ДСП «ОЭМК».

При движении окатышей в объеме электрической дуги они нагреваются за счет излучения [54]. Так как тепловой поток от дуг (2.7) воздействует на окатыш с одной стороны, то тепловоспринимающая

поверхность окатыша $F_{\text{ок}} = \pi r_{\text{ок}}^2$. Тогда тепло получаемое окатышами излучением от дуг:

$$q_{\text{изл.ок}} = q_{\text{п.изл}} F_{\text{ок}} n_{\text{ок}} = q_{\text{п.изл}} \frac{3v_{\text{ок}} \tau_{\text{пад}}}{4\rho_{\text{ок}} r_{\text{ок}}}, \quad (5.24)$$

где $n_{\text{ок}} = v_{\text{ок}} \tau_{\text{пад}} / m_{\text{ок}}$ – количество окатышей в объеме дуги.

При этом тепловой поток необходимый для нагрева подаваемых в ванну ДСП окатышей до температуры плавления, собственно их плавления и нагрева получившегося расплава до текущей температуры металла в печи, равен [41]:

$$q_{\text{ок}} = [c_{\text{ок}}(t_{\text{пл}} - t_{\text{ок}}) + L_{\text{пл}} + c_p(t_{\text{ме}} - t_{\text{пл}})]v_{\text{ок}}. \quad (5.25)$$

Исходя из приведенных выражений, с использованием программы MS Excel, установили зависимости, характеризующие влияние длины дуги (L_d) и радиуса окатышей ($r_{\text{ок}}$) на тепло, полученное окатышем от воздействия на его поверхность излучения дуги (5.24), отнесенное к теплу необходимому для полного его нагрева и расплавления (5.25), что приведено на рис. 5.7.

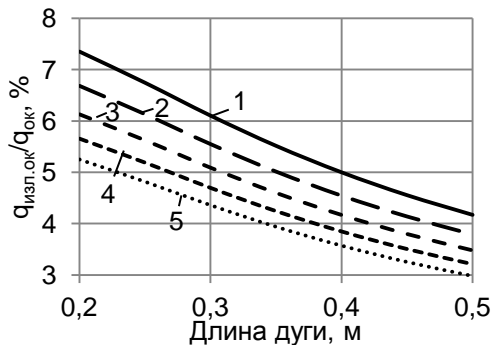


Рис. 5.7. Отношение количества тепла полученного окатышем при движении в подэлектродном пространстве ($q_{\text{изл.ок}}$) к теплу полного его усвоения ($q_{\text{ок}}$) в зависимости от длины дуги (1 — $r_{\text{ок}} = 5\text{ мм}$; 2 — $r_{\text{ок}} = 5,5\text{ мм}$; 3 — $r_{\text{ок}} = 6\text{ мм}$; 4 — $r_{\text{ок}} = 6,5\text{ мм}$; 5 — $r_{\text{ок}} = 7\text{ мм}$)

Анализ данных (рис. 5.7) свидетельствует о том, что окатыш, проходя путь от попадания в дугу до шлако-металлического расплава в ванне ДСП, получает от 3% необходимой энергии для его усвоения. С уменьшением длины дуги (L_d) и его ($r_{\text{ок}}$) размера доля возрастает до 7,5%. Это способствует ускоренному росту теплосодержания всего потока ЖМО, что подтверждается корреляционной зависимостью между этими параметрами в соответствии с уравнением:

$$q_{\text{изл.ок}} = -9,075L_d - 802,8r_{\text{ок}} + 12,75, \quad R^2 = 0,975. \quad (5.26)$$

Количество тепла, генерируемого в электрической дуге (1.23) находим, подставляя значения параметров для печи ДСП-150 $x_{\text{кз}} = 3,4 \cdot 10^{-3}$, в период плавления окатышей $k_x = 1,07 \div 1,15$; $r_k = 0,4$

мОм – активное сопротивление электрической цепи; $U_{2\phi} = U_{2л} / \sqrt{3}$ – вторичное фазное напряжение трансформатора, В); $x_2 = x_{\text{кз}} k_x$ – эксплуатационное индуктивное сопротивление электрической цепи, мОм.

При использовании системы подачи ЖМО через трубчатые электроды в ДСП (рис. 5.4) представляется возможным одновременно с окатышами подавать через отверстие электрода [5,9] шлако- пенообразующие материалы (известь, коксик, известняк и др.) и тем самым обеспечивать, условия полного погружения дуг в образующийся вспененный шлак. Тогда практически вся энергия дуг [111,112] идет на нагрев и плавление окатышей, а также для нагрева металла и шлака, т.е. в этом случае $P_d = \Delta q_v + q_{\text{ок}}$.

Так как энергосберегающие условия электроплавки ЖМО в дуговой печи [41] определяются взаимосвязью уровня теплоусвоения ванны и фактическим расходом окатышей ($v_{\text{ок}}$) в соответствии с выражением (1.4). Из анализа вышеизложенного, на основе совместного рассмотрения выражений (1.4) и (1.23) представляется целесообразным расход ЖМО на электроплавку стали оценивать по текущим теплоэнергетическим и технологическим параметрам работы агрегата:

$$v_{\text{ок}} = \frac{P_d - G_0 c_{\text{ме}} v_t}{\tau c_{\text{ме}} v_t + c_{\text{ок}}(t_{\text{пл}} - t_{\text{ок}}) + L_{\text{пл}} + c_p(t_{\text{ме}} - t_{\text{пл}})}. \quad (5.27)$$

Для анализа режима загрузки ЖМО на основе выражения (5.27) разработали алгоритм

расчета с реализацией его в программе MS Excel (рис. 5.8) и построили зависимости (Рис. 5.9). При использовании данной системы управления режимом подачи ЖМО в ДСП реализуется оптимальный ход электроплавки стали на основе учета необходимой скорости нагрева металла в печи при заданных параметрах дуги и начальной массы металла при соответствующих параметрах электрического режима электроплавки стали.

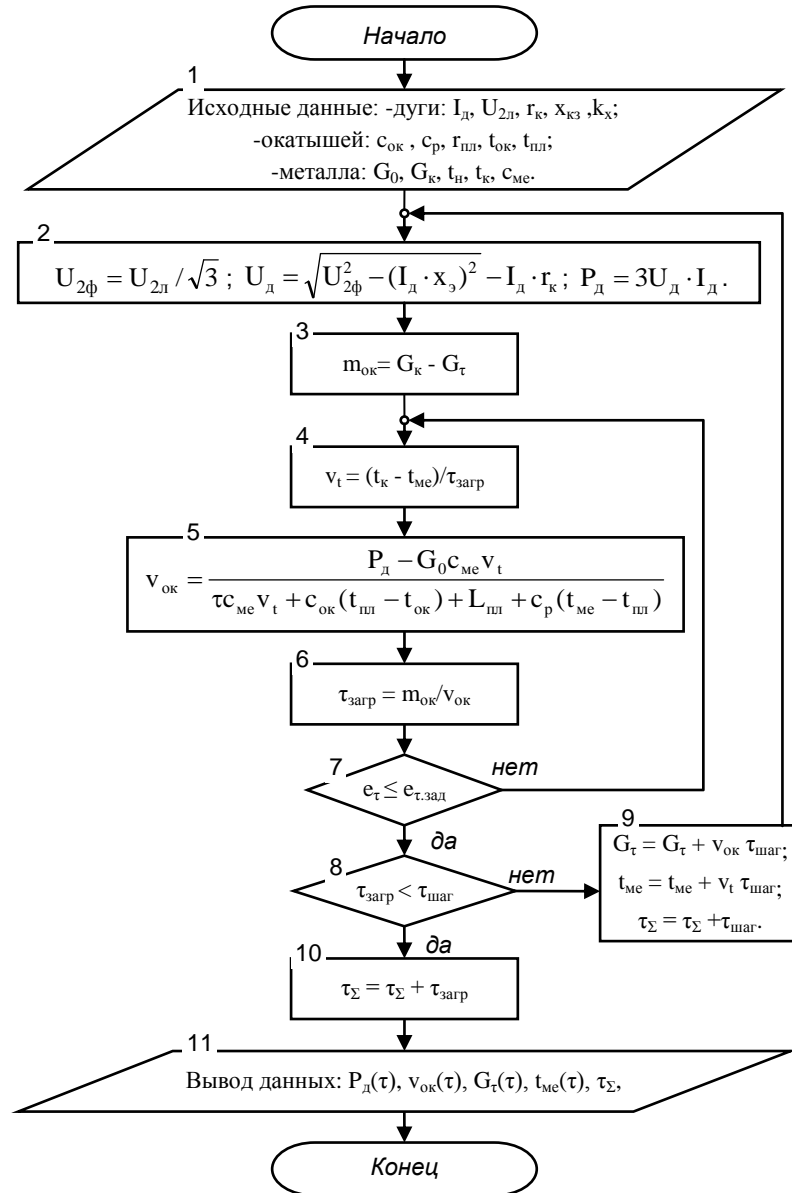


Рис. 5.8. Структурная блок-схема расчета параметров режима загрузки ЖМО через трубчатые электроды в ванну 150 т ДСП

Программа расчета параметров режима загрузки ЖМО (рис. 5.8) реализуется следующим образом. Задаются исходные данные (блок 1). Рассчитываются электрические параметры и мощность дуг (блок 2). Исходя из заданной конечной (G_k) и текущей массы металла находим необходимое количество окатышей до завершения загрузки (блок 3). Далее из заданной конечной (t_k) и текущей температуры металла, задавая время до завершения загрузки ($\tau_{загр}$), находим скорость нагрева металла (v_t) (блок 4). После чего по (5.27) находим скорость загрузки (блок 5) из которой определяем новое значение времени до окончания загрузки ЖМО (блок 6). Расчет блоков 4-6 повторяем пока погрешность, найденного значения

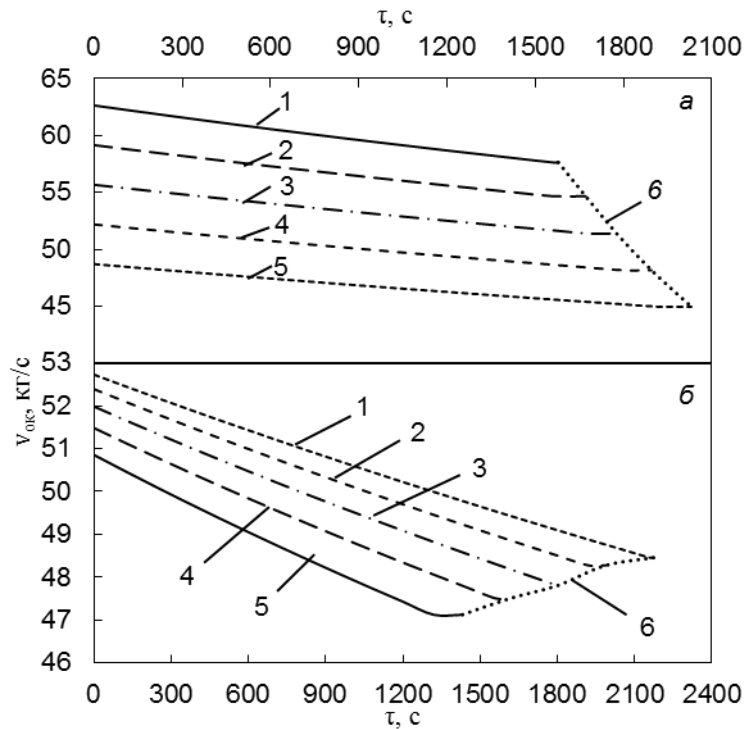


Рис. 5.9. Зависимость расхода ЖМО в ванну 150 т ДСП по ходу процесса при различных значениях мощности электрических дуг P_d (а) и начальной массы металла в печи G_n (б). Для а: 1 – $P_d = 90$ МВт, 2 – $P_d = 85$ МВт, 3 – $P_d = 80$ МВт, 4 – $P_d = 75$ МВт, 5 – $P_d = 70$ МВт; для б: 1 – $G_n = 50$ т, 2 – $G_n = 60$ т, 3 – $G_n = 70$ т, 4 – $G_n = 80$ т, 5 – $G_n = 90$ т; 6 – время окончания загрузки

времени $\tau_{загр}$, не станет меньше заданной (блок 7). Если полученное значение больше времени расчетного шага $\tau_{шаг}$ (блок 8) то находим общее время загрузки (τ_{Σ}) и новые значения массы и температуры металла (блок 9) для расчета следующего шага по времени. Расчет повторяем пока $\tau_{загр}$ не станет меньше $\tau_{шаг}$. После чего рассчитываем общее время загрузки (τ_{Σ}) (блок 10) и выводим рассчитанные параметры загрузки (блок 11).

Результатом расчета является оптимальный расход ЖМО ($v_{ок}$, кг/с) при текущих значениях скорости нагрева металла (v_t) и электрических параметрах плавки с определением мощности дуг ($P_d(\tau)$), текущей массы металла в печи ($G_t(\tau)$), температуры металла ($T_m(\tau)$) и времени электроплавки стали (τ_{Σ} , мин).

Влияние мощности электрических дуг (рис. 5.9) на скорость загрузки окатышей ($v_{ок}$) является однозначной при любой массе металла в ванне дуговой печи. Анализ приведенных данных (рис. 5.9) показывает, что с увеличением мощности дуг (а) время загрузки ЖМО снижается, а при меньшей начальной массе металла (б) в ванне ДСП время подачи ЖМО возрастает при постоянной мощности электрических дуг. Таким образом, показано, что при подаче ЖМО в ванну ДСП соответствующему уровню теплоусвоения ванны ДСП требуется установление оптимальной скорости загрузки окатышей в рабочее пространство [10,14].

5.4 Совершенствование метода загрузки ЖМО в ванну дуговой печи

В процессе ведения плавки ЖМО в ДСП в зависимости от расхода окатышей в ванну требуется оптимальное соблюдение электрических параметров плавки в зависимости от теплового состояния ванны [113]. Для сокращения длительности электроплавки ЖМО и снижения расхода электроэнергии на процесс, управление электрическим режимом должно быть согласованным с режимом загрузки ЖМО в ванну и скоростью их плавления, которые

также определяются тепловым состоянием ванны по ходу плавки [113].

С целью достижения высокой эффективности тепловой работы дуговой печи с применением ЖМО разработаны различные методы управления электрическим режимом, учитывающие тепловые параметры работы печи [113,114].

Известен способ управления электрическим режимом дуговой электропечи, включающий измерение температурных параметров печи и коэффициента мощности ($\cos\varphi$) в процессе плавки от 0,70-0,80 до 0,55-0,68 [113]. Однако недостатком указанного способа является невозможность учета при проведении расчетов таких факторов, как изменение расхода ЖМО и излучательной способности электрических дуг в рабочем пространстве.

В целях сокращения длительности электроплавки и снижения расхода электроэнергии на процесс, требуется точное определение параметров теплового состояния сталеплавильной ванны на основе оптимального управления электрическим режимом дуговой печи [115]. Существующая схема управления в ЭСПЦ ОАО «ОЭМК» на 150 т ДСП (рис. 5.10) предусматривает определение величины тепловой мощности излучения дуг в зависимости от которой рассчитывается фактическая величина теплосодержания ванны (Q_B , кВт) и фактическая температура металла (t_{me} , °C) по ходу плавки ЖМО. Также по измеренным силе тока и напряжению, подаваемых на электроды, оценивается коэффициент мощности ($\cos\varphi$) печи, а затем с учетом полученных значений выбирают скорость загрузки ЖМО ($v_{ок}$, кг/с).

Затем осуществляют изменение $\cos\varphi = f(t_{me}, v_{ок})$ для соблюдения условия:

$$Q_B / (\Delta H \cdot v_{ок}) \geq 1,2. \quad (5.28)$$

Из величина теплоусвоения ванны (Δq_B , кВт) (1.4), характеризующим эффективность тепловой работы агрегата, вытекает, что расход окатышей ($v_{ок}$, кг/с) по ходу плавки равен:

$$v_{ок} = [Q_B / (c_{me} v_t) - G_0] / \tau, \text{ кг/с}. \quad (5.29)$$

Энергетический КПД нагрева металла в свою очередь при электроплавки ЖМО в ДСП равен: $\eta_{эн} = (Q_B / Q_{\Sigma д}) 100\%$, где $Q_B = t_{me} G_t c_{me}$. Из этой зависимости находим $t_{me} = Q_B / (G_t c_{me})$, — температуру, изменяющейся по массе, сталеплавильной ванны печи, °C.

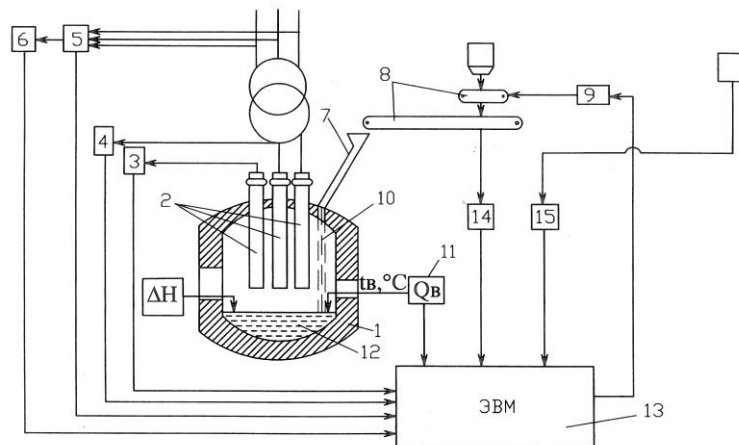


Рис. 5.10. Схема базовой системы управления электрическим режимом электроплавки ЖМО для условий 150 т ДСП в ЭСПЦ ОАО «ОЭМК». 1 – печь; 2 – электроды; 3,4 – измерители силы тока и напряжения; 5,6 – датчики активной мощности; 7 – воронка для подачи окатышей в печь; 8 – транспортерная система; 9 – исполнительный механизм; 10 – поток ЖМО в ванну; 11 – расчет фактической величины теплосодержания ванны (Q_B , кВт); 12 – ванна; 13 – ЭВМ; 14 – датчик веса материалов; 15 – датчик веса лома в завалку

$$\text{При этом } Q_B = Q_{\Sigma д} - (Q_{изл.ф} + Q_{изл.шл}), \text{ кВт}, \quad (5.30)$$

где $Q_{\Sigma д}$ – мощность излучения дуг, кВт; $Q_{изл.ф}$ – мощность излучения дуг на футеровку, кВт, $Q_{изл.шл}$ – потери тепла излучением шлака в рабочее пространство печи, кВт.

Экспериментами на 150 т ДСП ОАО «ОЭМК» установлено, что по ходу электроплавки стали [14] при непрерывной подаче в ванну ЖМО, выполнение условия (5.28), обеспечивает оптимальное согласование режима загрузки окатышей в ванну печи со скоростью их плавления при данном тепловом состоянии ванны. В свою очередь это позволяет с большей точностью находить текущую температуру ванны с обеспечением расчета коэффициента мощности печи, который при необходимости изменяют в зависимости от фактической температуры ванны.

Это обстоятельство позволяет осуществлять эффективное управление электрическими параметрами плавки (током в электродах, ступенями напряжения и др.), что обеспечивает максимальное излучение электрических дуг на поверхность металла и шлака.

Следует учесть, что в уравнениях (5.29), (5.30) при расчете расхода окатышей не учитывается тепло поступающее в ванну от горения газа в ТКГ, а также тепло от экзотермических реакций окисления примесей металла и его обезуглероживания. Однако эти факторы учитываются при использовании неравенства (5.28), где коэффициент $K = 1,2 \pm 0,1$ получен [14] из условия, что фактическая температура металла ($t_{\text{ме}}$, °C) и скорость нагрева ванны (dT/dt , K/мин) рассчитываются по данным всех источников тепла при плавлении ЖМО в ванне ДСП. Применение предлагаемого способа управления позволяет более своевременно переходить на электрический режим, обеспечивающий наилучшие условия плавления ЖМО или другого сырья при соблюдении оптимального перегрева металла над ликвидусом (в пределах 50-100 K), что приводит к снижению расхода электроэнергии на плавку.

Повышение точности поддержания температуры металла и сокращение продолжительности плавки ЖМО достигается автоматическим управлением этого процесса в ДСП [119]. С целью реализации заданного температурного режима металлической ванны период непрерывной загрузки разбивается на несколько интервалов, каждому из которых ставится в соответствие определенная температура металла, определенный уровень мощности и удельная скорость загрузки, что однозначно определяет скорость подачи ЖМО в печь.

Из приведенной схемы рис. 5.11 [119] следует, что мощность внутри заданного технологического интервала поддерживается регулятором мощности (1) путем перемещения электродов (2), а скорость загрузки - регулятором скорости загрузки (3) путем воздействия на исполнительный механизм системы загрузки (4).

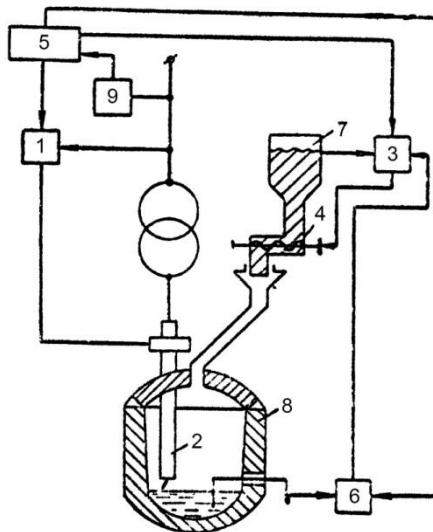


Рис. 5.11. Структурная схема управления подачей ЖМО в рабочее пространство дуговой печи: 1 – регулятор мощности; 2 – электроды; 3 – регулятор скорости загрузки; 4 – исполнительный механизм; 5 – задающее устройство; 6 – регулятор температуры металла; 7 – бункер ЖМО; 8 – печь; 9 – измеритель мощности

Переход от одного технологического интервала к другому осуществляется автоматически с помощью задающего устройства (5). Коррекция скорости подачи по температуре металла внутри каждого технологического интервала осуществляется с помощью регулятора температуры металла (6) путем изменения задания регулятору скорости загрузки.

Момент начала загрузки ЖМО из бункера (7) в печь (8) характеризуется наличием на подине печи жидкого металла.

В качестве параметра, служащего для определения наличия на подине печи жидкого металла, используется коэффициент мощности $P_a / \sqrt{P_a^2 + P_p^2} > 0,75$, увеличение которого при работе печи на жидкой ванне связано с улучшением условий горения дуг.

Загрузка ЖМО в печь начнется при достижении заданного значения коэффициента мощности, измеряемого блоком определения момента начала загрузки (9), по сигналу которого задающее устройство автоматически устанавливает задание регулятору мощности, регулятору скорости загрузки и регулятору температуры. Одновременно с этим начинается непрерывный или дискретный замер температуры. При несоответствии температурного режима металлической ванны заданному, регулятор температуры (6) вводит коррекцию скорости загрузки ЖМО путем изменения задания регулятору (3) таким образом, что при превышении температуры металла или скорости ее изменения от заданного значения скорость загрузки увеличивают, а при снижении – уменьшают.

На рис. 5.12 приведена система автоматического управления скоростью загрузки металлизированного материала в агрегат, действующая на 150 т ДСП в ЭСПЦ ОАО «ОЭМК». Скорость загрузки автоматически регулируется путём изменения скорости вращения питателя. Основным параметром для контроля скорости загрузки ЖМО в ванну ДСП является температура металла (шлака) с тем, чтобы она превышала температуру ликвидуса на 50 и более К. На ОАО "ОЭМК" технология выплавки стали в 150 т ДСП предусматривает использование в металлошихте 30-35% стального лома и 65-70% ЖМО, загружаемых непрерывно, что обеспечивает возможность одновременной подачи в ДСП окатышей двух классов с низким и высоким содержанием углерода.

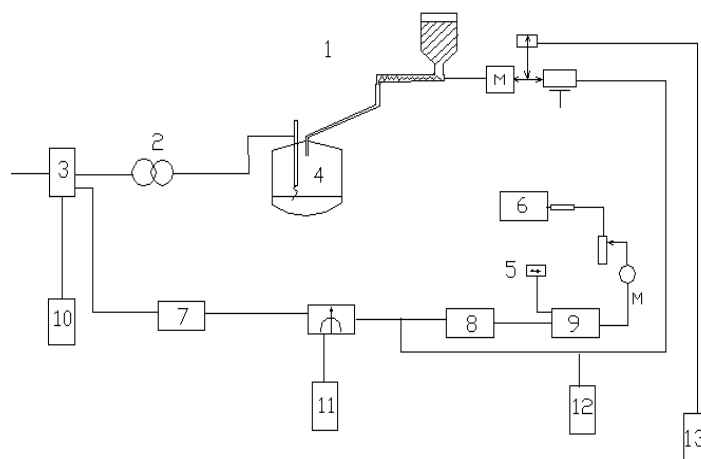


Рис. 5.12. Схема автоматического управления количеством загружаемого ЖМО: 1 – бункер ЖМО; 2 – трансформатор; 3 – счётчик расхода электроэнергии; 4 – печь; 5 – ручное управление; 6 – ручная корректировка удельной скорости загрузки; 7 – поправка на холостой ход; 8 – регулятор скорости вращения; 9 – записывающий прибор; 10 – регулятор мощности; 11 – регулятор удельной скорости загрузки; 12 – регулятор скорости загрузки; 13 – счётчик

Эффективность электроплавки стали существенно возрастает при использовании нового метода [111] загрузки ЖМО (рис. 5.4) в ванну дуговой печи через трубчатые электроды в зону высокотемпературных дуг на шлако-металлический расплав [112].

В работе поставлена задача разработки более совершенного устройства и способа загрузки металлизированных окатышей в дуговую печь с целью увеличения выхода годного и производительности, улучшения качества металла, за счет снижения содержания кислорода в нем, и тем самым достижения высоких технологических, технико-экономических и энергосберегающих показателей плавки ЖМО в ДСП или другом плавильном агрегате.

Предлагаемые, запатентованные нами, устройство [116] и способ [117] загрузки металлизированных окатышей в ДСП (рис. 5.13), позволяют, с одной стороны, устранить недостатки вышеизложенных устройств, а с другой, обеспечить работу с более высокими энергосберегающими и технологическими показателями.

Предлагаемое устройство и способ загрузки ЖМО в дуговую печь через подводящий гибкий шланг под давлением (рис. 5.13) включают конусную воронку с цилиндрическим наконечником и электрод с осевым отверстием. Нижний торец гибкого шланга размещается соосно внутри шаровой вставки конусной воронки, цилиндрический наконечник которой закрепляется в осевом отверстии верхнего торца электрода, в то время как нижний располагается в жидком шлаке. Подачу ЖМО в ванну печи осуществляют с усилием, равным 1,2 – 1,3 от выталкивающего действия расплава на нижний слой окатышей. Верхний торец подводящего гибкого шланга закрепляют в патрубке на днище приемной воронки, в которую, с помощью конвейерной системы и с применением управляющей ЭВМ, подают ЖМО. Конусная воронка с наконечником выполняется из электроизоляционного материала и закрепляется с помощью полого стояка на электрододержателе. Совместно с окатышами в осевое отверстие электрода через патрубки в конусной воронке подают под давлением газовые смеси, в качестве которых используют аргон, азот или природный газ, а через приемную воронку и гибкий шланг шлакообразующие и углеродсодержащие материалы, например, известь, боксит, мелкий известняк, коксик и другие материалы.

На рис. 5.13 приведена схема конструкции узла устройства, позволяющего осуществлять подачу окатышей из гибкого шланга (22) в конусную воронку (24) и далее в осевое отверстие (21) электрода (16) под давлением газовой смеси, поступающей через патрубки (23). При этом нижний торец гибкого шланга (28 на рис. 5.13, в) вставляется в отверстие шаровой вставки (31), а цилиндрический наконечник (29) с резьбой (30) ввинчивается в отверстие с резьбой (30) электрода (16). Такое конструктивное исполнение (рис. 5.13, а и б) устройства позволяет осуществлять загрузку ЖМО под давлением (рис. 5.13, в) с помощью газовых смесей, причем подача газов (аргон и др.) предназначена как для стабилизации характеристик [41,106] электрической дуги, так и для интенсификации процессов плавления окатышей в ванне дуговой печи.

Таким образом, новые и более совершенные устройство и способ загрузки металлизированных окатышей в дуговую печь позволяют реализовать технические решения по плавке ЖМО в зоне высоких температур печи. При этом потоки окатышей, сыпучих материалов и газовых смесей концентрируются в области влияния электрических дуг на поверхности расплава, где процессы нагрева и плавления окатышей осуществляются с более высокими скоростями, чем во всех известных способах загрузки ЖМО в агрегат, что позволяет достигнуть более высоких технико-экономических и энерго-технологических показателей плавки металлизированных окатышей.

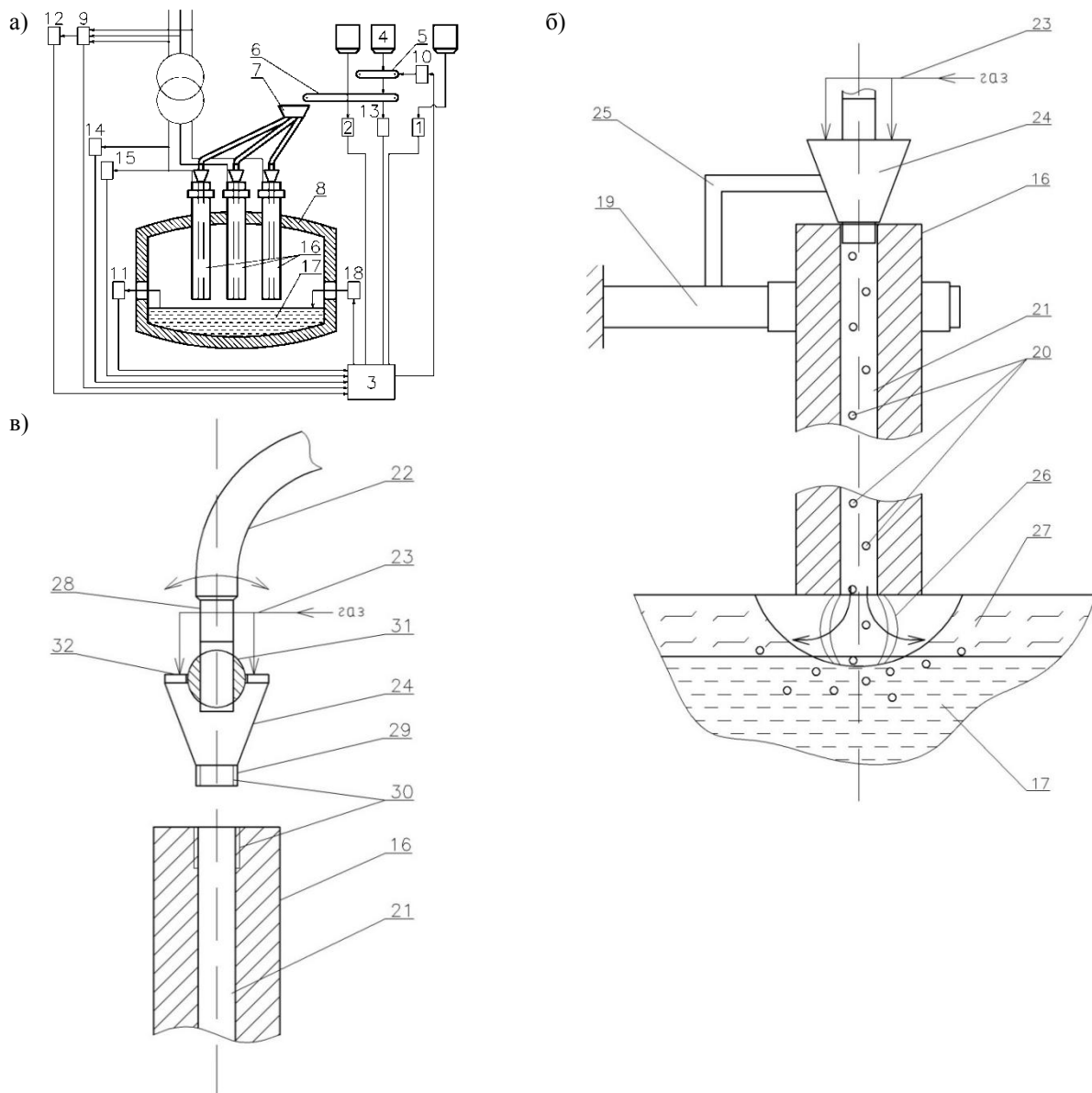


Рис. 5.13. Схема размещения основных элементов устройства загрузки ЖМО в дуговую печь (а); б – схема элементов конструкции устройства; в – узел устройства: 1 – расход металлошихты на электроплавку; 2 – датчик расхода сыпучих материалов; 3 – управляющая ЭВМ; 4 – бункер ЖМО; 5 - 6 – конвейеры загрузки ЖМО и сыпучих материалов; 7 – приемная воронка; 8 – печь; 9 – датчик активной мощности; 10 – исполнительный механизм; 11 – система контроля температуры металла; 12 – сигналы датчиков активной мощности; 13 – сигнал датчика расхода окатышей; 14 – датчики тока; 15 – датчики напряжения; 16 – трубчатые электроды; 17 – металл; 18 – расчет теплоусвоения ванны; 19 – электрододержатель; 20 – ЖМО; 21 – осевое отверстие; 22 – гибкие шланги для подачи окатышей и сыпучих; 23 – патрубки для подачи газа; 24 – конусная воронка; 25 – полый стояк; 26 – дуга; 27 – шлак; 28 – нижний торец гибкого шланга; 29 – цилиндрический наконечник; 30 – резьба; 31 – шаровая вставка со сквозным отверстием; 32 – крышка

5.5 Особенности работы системы управления режимом электроплавки стали с подачей окатышей в подэлектродное пространство агрегата

На основе предложенного нового метода загрузки ЖМО в ванну ДСП (рис. 5.13) в условиях скоростного интенсивного нагрева ($v_t \rightarrow \max$) металлизированного сырья на пути от электродов до поверхности металла и высокой интенсификации тепловых и технологических процессов ($v_{пл} \rightarrow \max$), путем воздействия на шлаковую ванну топливно-кислородными потоками от ТКГ, предусматривается осуществлять энерготехнологический режим плавления окатышей с рациональной скоростью их загрузки ($v_{ок} = f(t_b, \Delta t, v_{пл} \text{ и др.})$) при оптимальных

параметрах теплового состояния металлической ванны агрегата (v_t , v_c , $v_{пл}$, Δt , Δq_v и др.).

Тепло, усвоенное ванной (металлом и шлаком), находим по выражению:

$$Q_\tau = Q_d^\Sigma - (Q_{ух.газ} + Q_{ф.в} + Q_{ш} + Q_{охл} + Q_{пот}), \text{ кВт}, \quad (5.31)$$

где Q_d^Σ – тепловая мощность электрических дуг усвоенная ванной печи, кВт; $Q_{ух.газ}$, $Q_{ф.в}$, $Q_{ш}$, $Q_{охл}$ и $Q_{пот}$ – потери тепла с уходящими газами, теплопроводностью через футеровку ванны, от излучения шлаком в рабочее пространство, потери тепла с охлаждающей водой и другие потери, кВт. Величины $Q_{ф.в}$, $Q_{ш}$ находим на основе модели теплового состояния ванны описанной в главе 2 по выражениям (2.70), (2.71) и (2.116) (рис. 5.14), а $Q_{ух.газ}$ из расчета обезуглероживания расплава (3.76).

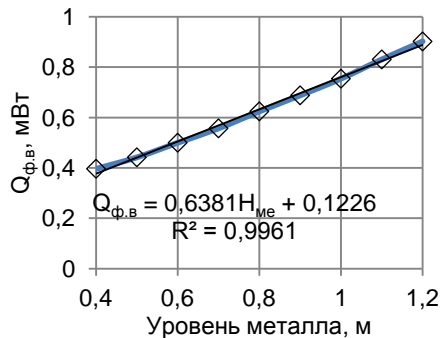


Рис. 5.14. Расчетная зависимость потерь теплоты через футеровку ванны $Q_{ф.в}$, в зависимости от уровня металла в 150 т ДСП

В табл. 5.3 приведены данные работы дуговой печи при осуществлении согласованного режима подачи и плавления окатышей в агрегате. При соблюдении рациональной технологии плавки стали ($v_{ок} = v_{пл}$) показатели процесса улучшаются.

Табл. 5.3 Техничко-экономические, теплотехнологические показатели электроплавки ЖМО в ванне 150 т ДСП при различных режимах их подачи

Показатели	Режимы электроплавки		
	I ($v_{ок}=v_{пл}$)	II ($v_{ок}>v_{пл}$)	III ($v_{ок}<v_{пл}$)
Производительность печи, т/мин	1,85	1,73	1,65
Удельный расход электроэнергии, кВт·ч/т	550	580	570
Время плавки под током, мин	63/83	65/85	68/91
Расход кислорода на ТКГ, м ³ /т	28	30	26
Расход топлива на ТКГ, м ³ /т	2	2	2
Удельный расход ЖМО, кг/т ($G_{ок}/G_{пл}$)	720	730	700
Коэффициенты η_3/η_t	0,83/0,83	0,84/0,82	0,86/0,81
Число плавов	12	11	8

Количество тепла, генерируемого в электрической дуге, находим из (1.23).

Количество тепла дуг, усвоенное ванной печи:

$$Q_d^\Sigma = 3\eta_{киг} P_d, \text{ кВт}. \quad (5.32)$$

Потери тепла с охлаждающей водой:

$$Q_{охл} = (t_{в.п.} - t_{в.у.}) v_{вод}, \text{ кВт}, \quad (5.33)$$

где $t_{в.п.}$, $t_{в.у.}$ – температура воды поступающей к охлаждающим панелям и уходящей из них соответственно, °С; $v_{вод}$ – расход воды на охлаждение, м³/с.

Другие потери обычно принимают равными 0,1 от общих потерь, т.е.:

$$Q_{пот} = 0,1 (Q_{ух.газ} + Q_{ф.в} + Q_{ш} + Q_{охл}), \text{ кВт}. \quad (5.34)$$

Усвоенное тепло идет на нагрев ванны (теплоусвоение), протекание химических реакций, и плавление поступающих окатышей:

$$Q_{\tau} = \Delta q_{\text{в}} + q_{\text{хим}} + q_{\text{ок}}, \text{ кВт.} \quad (5.35)$$

При этом тепловой поток необходимый для нагрева подаваемых в ванну ДСП окатышей до температуры плавления, собственно их плавления и нагрева получившегося расплава до текущей температуры металла в печи, находим из (5.25).

Главными составляющими тепла затрачиваемого (получаемое) за счет протекания химических реакций в агрегате являются тепло от обезуглероживания (3.74), тепло окислительно-восстановительных реакций железа (3.75) и тепло на довосстановление оксидов содержащихся в окатышах:

$$q_{\text{хим}} = q_{\text{вс}} + q_{\text{в(FeO)}} + q_{\text{C+FeO} \rightarrow \text{Fe} + \{\text{CO}\}} \frac{[\text{C}]_{\text{реак}} v_{\text{ок}}}{100}. \quad (5.36)$$

Применяя выражения (3.62) и (3.63), учитывающие поступление материалов в печь уравнение теплоусвоения ванны (1.4) примет вид:

$$\Delta q_{\text{в}} = (M_{\text{ме}} c_{\text{ме}} + M_{\text{шл}} c_{\text{шл}}) v_{\text{т}}. \quad (5.37)$$

Из анализа вышеизложенного, на основе совместного рассмотрения уравнений (5.25), (5.35) и (5.37) представляется целесообразным расход ЖМО на электроплавку стали оценивать по текущим теплоэнергетическим и технологическим параметрам работы агрегата:

$$v_{\text{ок}} = \frac{Q_{\tau} - q_{\text{хим}} - (M_{\text{ме}} c_{\text{ме}} + M_{\text{шл}} c_{\text{шл}}) v_{\text{т}}}{c_{\text{ок}}(T_{\text{пл}} - T_{\text{ок}}) + r_{\text{пл}} + c_{\text{р}}(T_{\text{м}} - T_{\text{пл}})}. \quad (5.38)$$

При плавке ЖМО в ДСП важнейшим является соблюдение принципа равенства скоростей загрузки окатышей ($v_{\text{ок}}$, кг/с) и их плавления ($v_{\text{пл}}$, кг/с) с учетом необходимого перегрева металлической ванны над температурой ликвидуса.

Скорость нагрева можно найти из текущих значений температуры и содержания углерода в ванне. Из оптимального перегрева металла над ликвидусом $\Delta t = 75 \pm 15 \text{ К}$ и $t_{\text{ликв}}, ^\circ\text{C} = 1539 - 85[\text{C}, \%]$ следует: $t_{\text{опт}} = \Delta t + t_{\text{ликв}} = \Delta t_{\text{л}} + (1539 - 85[\text{C}])$. Тогда:

$$v_{\text{т}} = \frac{t_{\text{опт}} - t_{\text{ме}}}{\tau} = \frac{\Delta t + (1539 - 85[\text{C}]) - t_{\text{ме}}}{\tau}. \quad (5.39)$$

Скорость плавления окатышей в объеме металла (шлака) равна:

$$v_{\text{пл}} = m_{\text{ок}} N / \tau_{\text{пл}}, \quad (5.40)$$

где $\tau_{\text{пл}}$ – время плавления окатыша (рис. 4.20), с; N – количество одновременно плавящихся окатышей.

При попадании окатышей в расплав на поверхностях менисков $N < 0,9069 \cdot 3S_{\text{мен}}/S_{\text{ок}}$; 0,9069 – коэффициент плотности размещения окатышей при наилучшем заполнении поверхности; $S_{\text{мен}}$ – поверхность мениска, м^2 ; $S_{\text{ок}} = \pi r_{\text{ок}}^2$ – поверхность которую занимает один окатыш, м^2 .

Из рис. 1.10 поверхность мениска, определяется следующим образом:

$$S_{\text{мен}} = 2\pi(L_{\text{д}} + r_{\text{з}})h_{\text{мен}}. \quad (5.41)$$

При этом скорость эффективного плавления:

$$v_{\text{пл}} < \frac{4/3\pi r_{\text{ок}}^3 \rho_{\text{ок}}}{\tau_{\text{пл}}} \frac{0,9069 \cdot 3S_{\text{мен}}}{\pi r_{\text{ок}}^2} = \frac{3,6276 S_{\text{мен}} r_{\text{ок}} \rho_{\text{ок}}}{\tau_{\text{пл}}}, \text{ кг/с.} \quad (5.42)$$

При попадании их в шлак они плавятся в межэлектродном пространстве в его объеме. $N = V_{\text{ш}} / V_{\text{эф}}$, где $V_{\text{ш}} = (\pi r_{\text{р}}^2 - 3/2\pi r_{\text{мен}}^2)H_{\text{шл}}$ – объем зоны шлака где плавятся окатыши, м^3 ; $V_{\text{эф}}$ – объем обеспечивающий эффективное плавление окатышей.

Существует оптимальное количество плавящихся окатышей в единице объема расплава, при котором обеспечивается его кипение и интенсивный подвод тепла к гранулам [118]. При

чрезмерном их накоплении возможно слипание, ухудшение теплообмена с расплавом, что приводит к образованию «айсбергов», которые обуславливают перераспределение теплового потока от дуг и рост тепловых потерь. Оптимальные условия для тепло-массопереноса создаются, когда при плавлении всей массы загружаемого материала сохраняются отдельные гранулы. Из-за быстрого спекания при соприкосновении, объемная концентрация нерасплавленных окатышей в расплаве должна исключать их контакт $V_{ок}/V_{эф} < k$ (k – Объемная концентрация исключаящая контакт окатышей). Величина k для частиц разного размера и формы примерно постоянна и равна $k = 0,16 \pm 0,02$ [118].

Тогда:

$$V_{эф} > V_{ок}/k = V_{ок}/0,16, \quad (5.43)$$

где $V_{ок} = 4/3\pi r_{ок}^3$ – объем окатыша, m^3 ;

При этом скорость эффективного плавления окатышей из (5.40) и (5.43) равна:

$$v_{пл} < \frac{m_{ок}}{\tau_{пл}} \frac{3\pi r_{мен}^2 H_m}{V_{ок}/k} = \frac{3\pi k \rho_{ок} r_{мен}^2 H_m}{\tau_{пл}}, \text{ кг/с.} \quad (5.44)$$

По ходу плавки необходимо также поддерживать оптимальный уровень основности шлака ($B=CaO/SiO_2$), подавая в печь соответствующее количество извести. Для ее расчета распишем массы CaO и SiO_2 из выражения (3.62):

$$(CaO) = (CaO)_0 + (v_{ок} CaO_{ок} / 100 + v_{изв}) (\tau - \tau_0), \quad (5.45)$$

$$(SiO_2) = (SiO_2)_0 + (v_{ок} SiO_{2.ок} / 100) (\tau - \tau_0), \quad (5.46)$$

где $CaO_{ок}$, $SiO_{2.ок}$ – содержание этих оксидов в окатышах, кг; $(CaO)_0$, $(SiO_2)_0$ – начальная масса оксидов в шлаке, кг.

Из выражений (5.45) и (5.46) получим скорость подачи извести:

$$v_{изв} = (B SiO_{2.ок} - CaO_{ок}) v_{ок} / 100 + (B (SiO_2)_0 - (CaO)_0) / (\tau - \tau_0). \quad (5.47)$$

Уравнения (3.53)–(3.77) и (5.31)–(5.47) составляют структуру математической модели для определения расхода окатышей и других параметров электроплавки. В соответствии с базовой системой управления электрическим режимом для условий 150 т ДСП в ЭСПЦ ОАО «ОЭМК» (рис. 5.10), при использовании нового метода загрузки (рис. 5.13) окатышей в подэлектродное пространство, разработан алгоритм и программа расчета энерготехнологических параметров электроплавки ЖМО в дуговой печи (Приложение 5). Он позволяет согласовать режимы плавления ($v_{пл}$) и загрузки ($v_{ок}$) окатышей, на основе учета параметров теплового состояния ванны, оптимального перегрева металла над линией ликвидус, оптимального соотношения скоростей нагрева и обезуглероживания ванны при подаче окатышей как в подэлектродное (рис. 1.21), так и в межэлектродное пространство агрегата. Блок-схема алгоритма приведена на рис. 5.15. Ее можно использовать для контроля и оптимизации энерготехнологического режима электроплавки ЖМО.

В начале расчета задаются исходные данные (блок 1) (температура, давление, геометрические размеры ванны, масса и состав металла и шлака, состав окатышей, скорости подачи окатышей и извести, кислорода дутья, теплофизические параметры и тепловые эффекты рассчитываемых реакций и др.).

Производим расчет электрических параметров (5.32) (блок 2). Расчет процесса обезуглероживания, на основе ранее рассмотренного алгоритма, начинается с определения коэффициентов распределение кислорода на окисление компонентов расплава и концентраций кислорода в металле, равновесных с содержанием углерода в нем $[O]_{p.c}$ и со шлаком $[O]_{m.ш}$ (блок 3). С учетом параметров образования пузырей в ванне и задавая нулевое приближение

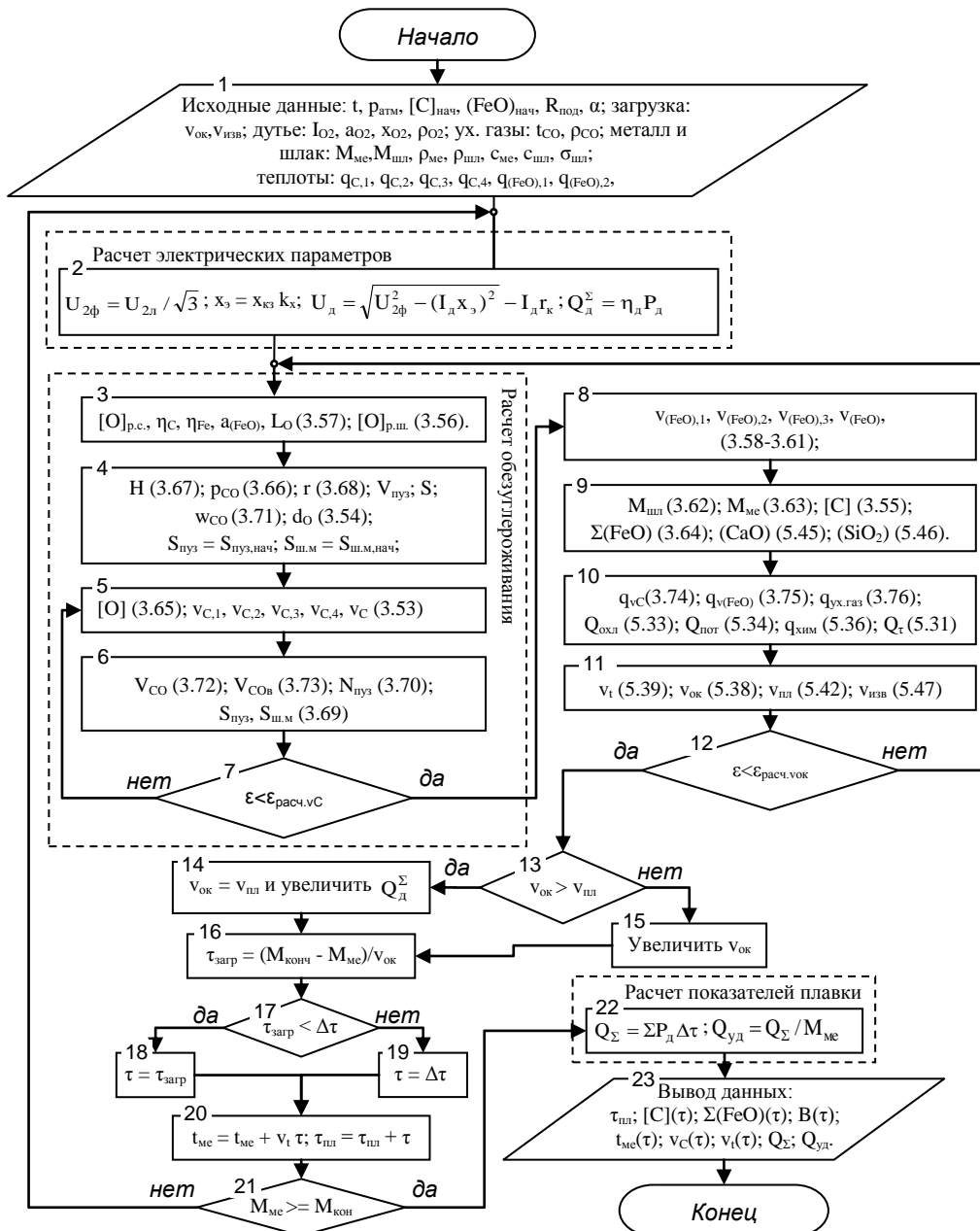


Рис. 5.15. Блок-схема алгоритма программы расчета энерготехнологических параметров электроплавки ЖМО в дуговой печи при согласованном ходе режимов плавления и загрузки окатышей

величин поверхностей пузырей в металле (блок 4) находим отдельные составляющие обезуглероживания и науглероживания металла (блок 5). По полученным данным определяем объем выделяющегося СО и новое приближение величин поверхностей пузырей в металле (блок 6). Если погрешность полученных значений меньше заданной (блок 7), то производим расчет текущего содержания углерода $[C]$, окисленность $\Sigma(\text{FeO})$ шлака, его состав, массы металла и шлака (блоки 8-9). Далее находим тепловые эффекты всех реакций, потери тепла ванны печи ($Q_{\text{ух.газ}}$, $Q_{\text{ф.в}}$, $Q_{\text{ш}}$, $Q_{\text{охл}}$ и $Q_{\text{пот}}$) и определяем тепло усвоенное ванной Q_t (блок 10). По полученным значениям и формулам (5.38), (5.39), (5.42), (5.47) находим скорость нагрева, загрузки и плавления ЖМО, и скорость загрузку извести (блок 11). Проверяем погрешность полученной скорости загрузки ЖМО (блок 12), при необходимости повторяя расчет начиная с обезуглероживания (блок 3).

Исходя из соотношения скоростей загрузки и плавления ЖМО производим корректировку расхода электроэнергии или скорости загрузки (блоки 13-15). В случае

существенных расхождений между $v_{пл}$ и $v_{ок}$, осуществляем корректирующее воздействие изменением $Q_{д}^{\Sigma}$, либо производят перерасчет значений $v_{пл}$ и $Q_{т}$ и вводят корректировку по k и по температуре металла в печи.

Далее определяем время до окончания загрузки, шаг по времени, время с начала загрузки и температуру (блоки 16-20). Если конечная масса металла в печи не достигнута, повторяем расчет для следующего промежутка времени (блок 21). По достижении заданной массы рассчитываем показатели плавки (блок 22) и выводим результаты расчета (блок 23).

Конечным итогом расчета по алгоритму (рис. 5.15) являются следующие параметры плавки: $\tau_{пл}$ – время плавки, мин; $[C](\tau)$ – содержание углерода, %; $\Sigma(FeO)(\tau)$ – окисленность шлака, %; $B(\tau)$ – основность шлака; $t_{me}(\tau)$ – температура металла, °C; $v_t(\tau)$ – скорость нагрева (К/мин) и $v_c(\tau)$ – скорость обезуглероживания ($[C]/\text{мин}$) металла по ходу плавки и другие. Данный алгоритм управления может быть использованы, как при существующей в ЭСПЦ ОАО «ОЭМК» технологии, так и в перспективе при использовании новых методов загрузки ЖМО и других технологических приемов электроплавки стали в дуговых печах.

5.6 Совершенствование технологии электроплавки стали на основе применения комплексной модели расчета процессов нагрева, обезуглероживания, плавления и оптимизации процесса загрузки ЖМО в печь

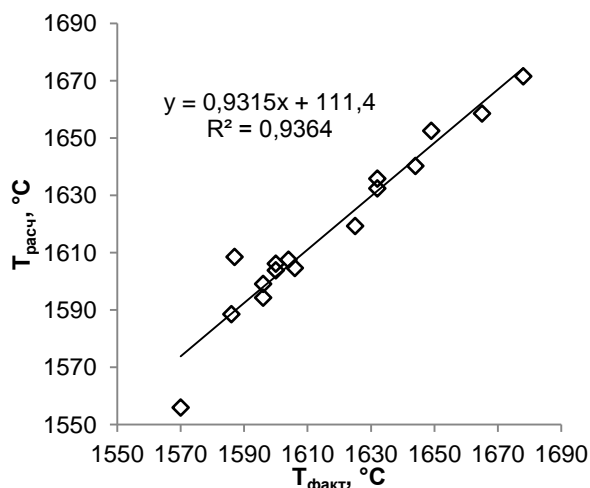


Рис. 5.16. Сравнение расчетных значений температуры металла по предложенному алгоритму с фактическими, по замерам плавов 150 т ДСП

Адекватность проверяли путем сравнения расчетных значений температуры металла с фактическими, измеренными термопарой в 150 т ДСП (рис. 5.16). Разница не превышает 5%, что свидетельствует об адекватности модели и возможности ее практического применения в условиях производства.

Произвели перерасчет существующих технологических показателей плавки для 150 т ДСП (табл. 5.4) при использовании нового метода загрузки (рис. 5.13) окатышей в подэлектродное пространство ДСП через осевые отверстия электродов в зону электрических дуг (рис. 1.21).

Табл. 5.4. Анализ эффективности работы 150 т ДСП при плавлении ЖМО по типовой технологии (А, Б) и при использовании метода подачи окатышей через осевые отверстия электродов в зону электрических дуг (В, Г)

Показатели электроплавки стали при различных мощности трансформатора и методе подачи ЖМО в печь	А (90МВА)	Б (105МВА)	Расчетные значения		Улучшения показателей, %	
			В (90МВА)	Г (105МВА)	В и А	Б и Г
Производительность печи, т/ч	88	102	96	115	9,1	12,7
Удельный расход электроэнергии, кВт·ч/т	560	540	540	517	-3,5	-4,2
Время плавки под током, мин	85	72	76	62	-10,6	-13,9
Плавление завалки лома, мин	16	14	14	12	-12,5	-14,3
cosφ в период расплавления металлошихты	0,76	0,77	0,84	0,86	10	11
Плавление ЖМО, мин	69	58	62	50	-10,1	-13,8
Скорость загрузки ЖМО, кг/с	34	40	39	46,5	14,7	16,25
Выход годной стали, %	90	90	91,2	91,2		

Установили, что при использовании нового метода загрузки и соблюдении всех параметров рекомендуемого режима плавки, удельный расход электроэнергии снижается от 3 до 5 %, производительность печи возрастает до 10%, cosφ возрастает примерно на 10%, время плавки под током уменьшается на 10-14%, а выход годной жидкой стали увеличивается на 1,2%. Из приведенных сравнительных данных (табл. 5.4) следует, что при новом методе загрузки, по рекомендуемой технологии электроплавки стали, с учетом ее отработки на основе предложенного алгоритма, представляется возможным повысить энергоэффективность электроплавки стали.

5.7 Выводы и предложения по Главе 5

Исследовали эффективность электроплавки металлизированных окатышей при их непрерывной подаче через осевые отверстия электродов в ванну дуговой печи. Расчетom установили, через электроды с осевыми отверстиями диаметром более 75мм, можно подавать ЖМО со скоростями которые используются на 150 т ДСП «ОЭМК». При прохождении через дуговой разряд окатыш может получить от 3% суммарно необходимой энергии для его усвоения. С уменьшением длины дуги и его размера доля возрастает до 7,5%. Это способствует ускоренному росту теплосодержания всего потока ЖМО.

Предложены и запатентованы новые и более совершенные устройство и способ загрузки металлизированных окатышей в дуговую печь, которые позволяют реализовать технические решения по плавке ЖМО в зоне высоких температур, где процессы их плавления осуществляются с более высокими скоростями, что позволяет достигнуть более высоких технико-экономических и энерго-технологических показателей плавки металлизированных окатышей.

Разработан алгоритм расчета энерготехнологических параметров электроплавки ЖМО в дуговой печи при согласованном ходе режимов их плавления и загрузки на основе учета параметров теплового состояния ванны, степени перегрева металла над линией ликвидус, оптимального соотношения скоростей нагрева и обезуглероживания ванны в условиях подачи окатышей через осевые отверстия электродов в подэлектродное пространство агрегата. Предлагаемый алгоритм управления может быть использован для контроля и оптимизации энерготехнологического режима электроплавки ЖМО, как при существующей в ЭСПЦ ОАО «ОЭМК» технологии, так и в перспективе при использовании новых методов загрузки ЖМО и других технологических приемов электроплавки стали в дуговых печах.

Перерасчетом существующих технологических показателей 150 т ДСП для условий использования метода загрузки окатышей через осевые отверстия электродов установлено, что при соблюдении рекомендуемых параметров режима плавки удельный расход электроэнергии снижается от 3 до 5 %, производительность печи возрастает до 10%, cosφ возрастает примерно на 10%, время плавки под током уменьшается на 10-14%, а выход годного увеличивается на 1,2%. Таким образом, при новом методе загрузки, по рекомендуемой технологии электроплавки стали, с учетом ее отработки на основе предложенного алгоритма, представляется возможным повысить энергоэффективность электроплавки стали.

Заключение и общие выводы по работе

1. Провели сравнительные исследования работы экспериментальной электропечной установке постоянного тока на различных типах электродов. Установили, что при использовании электрода с осевым отверстием в результате стабилизации дуга становится массивнее, занимает вертикальное положение, а ее мощность увеличивается. Это способствует созданию более направленного потока тепла дуг на ванну с увеличением скорости нагрева расплава на 70%. При подаче через них ЖМО, за счет дополнительного подогрева окатышей, при прохождении через электрическую дугу, и более высокой температуры расплава, в зоне ее воздействия на поверхность ванны, суммарное время плавления порции ЖМО уменьшается в среднем на 10% в сравнении с подачей вне дуги.

2. Результаты моделирования распределения тепловых потоков падающих от электрических дуг в рабочем пространстве печи показали, что увеличение степени экранирования дуг шлаком значительно уменьшает потоки сверху на шлак, а также на стену и свод. При этом тепло получаемое ванной растет в основном за счет шлаковой поверхности мениска. Это приводит к увеличению перегрева шлака и соответственно теплового потока от него к металлу. При полном экранировании дуги излучение сконцентрировано в малом объеме и распределено по поверхности мениска, что может привести к испарению металла и шлака при избытке полученной энергии.

3. Разработана математическая модель теплового состояния ванны с учетом способа подачи окатышей, которая позволяет определять распределение температур в объеме шлако-металлической ванны, ее внешний теплообмен, КИТ дуг и угар металла из подэлектродного пространства.

4. Результаты моделирования для 150 т ДСП свидетельствуют об энергоэффективности способа подачи ЖМО в зону высоких температур подэлектродного пространства. Моделирование показало, что поверхность мениска при существующем и новом способах нагревается до температуры кипения. При подаче окатышей в подэлектродное пространство, в результате охлаждающего эффекта, слои металла под поверхностью мениска менее нагреты, градиент температур и соответственно теплоотвод от нее вглубь ванны выше, что уменьшает угар металла и повышается выход годного. Но при этом температура шлака в центре печи выше, что ведет к некоторому увеличению потерь от излучения шлаком. Установлено, что подача ЖМО через осевые отверстия электродов позволяет повысить КИТ дуг на 6,5%, усвоение тепла металлом через мениск на 14,5% и практически исключить угар металла в подэлектродном пространстве дуговой печи, что улучшает энерготехнологические показатели работы агрегата.

5. Предложена математическая модель процесса обезуглероживания при непрерывной подаче окатышей и использовании ТКГ с учетом изменения, по ходу плавки, окисленности шлака и распределения кислорода на окисление компонентов расплава. Алгоритм и программу предложенной модели можно использовать для расчета управляемого окислительного рафинирования при электроплавке ЖМО в ванне дуговой печи. При расчете определяются составы, массы и уровни металла и шлака и объем выделяющихся газов, что можно использовать для расчета температуры металлической ванны и управления режимом загрузки ЖМО.

6. Рассмотрены рассчитанные по модели кривые составляющих процесса обезуглероживания металла, окисленности шлака и скорости нагрева металла от обезуглероживания в течение периода плавки стали до достижения конечной массы металла в

ванне 150 т ДСП при разных расходах окатышей и постоянного количества кислорода ТКГ на плавку. Данные подтверждают решающий вклад кислорода от ТКГ в обезуглероживание расплава. Общий вид кривых изменения составляющих процесса обезуглероживания совпадает с литературными и опытными данными.

7. Показано что способ подача ЖМО через трубчатые электроды является более выгодным по сравнению с типовым режимом плавления при использовании сплошных электродов в печи (подача окатышей вне зоны воздействия электрических дуг), т.к. температура расплава в этой зоне существенно отличается от средней температуры ванны и составляет около 3145 К и более.

8. Уточнен механизм нагрева и плавления окатыша с учетом влияния излучения электрической дуги, образования корочки металла на нем и положения области его подачи, и разработана математическая модель процесса плавления окатыша при его подаче в подэлектродное пространство, которая позволяет прогнозировать время его плавления.

9. Результаты моделирования плавления окатыша подтвердили эффективность подачи ЖМО на расплав под дугой. Так время плавления окатыша в 4 раз меньше, чем при плавлении в шлаке, т.е. вне влияния электрической дуги. Толщина корочки более чем в 3 раза меньше, при этом продолжительность теплового периода не превышает 20%, а при высоких значениях коэффициента теплоотдачи корочка не образуется, и тепловой период отсутствует. В то время как при подаче в шлак на нем образуется корочка толщиной до 25% от его радиуса, а сам тепловой период достигает до 35% от времени плавления.

10. Температурные условия состояния окатыша проанализировали в динамике по ходу нагрева и плавления. Установили, что при плавлении окатыша в объеме шлака, к концу теплового периода он успевает прогреться, в то время как при подаче в подэлектродное пространство по его сечению присутствует существенный градиент температур.

11. Получены уравнения для расчета времени плавления окатыша в шлаке и в подэлектродном пространстве, при соответствующих характерных температурах расплава для этих зон ванны печи.

12. Исследовали эффективность электроплавки металлизированных окатышей при их непрерывной подаче через осевые отверстия электродов в ванну дуговой печи. Расчетom установили, через электроды с осевыми отверстиями диаметром более 75мм, можно подавать ЖМО со скоростями которые используются на 150 т ДСП «ОЭМК». При прохождении через дуговой разряд окатыш может получить от 3% суммарно необходимой энергии для его усвоения. С уменьшением длины дуги и его размера доля возрастает до 7,5%. Это способствует ускоренному росту теплосодержания всего потока ЖМО.

13. Предложены и запатентованы новые и более совершенные устройство и способ загрузки металлизированных окатышей в дуговую печь, которые позволяют реализовать технические решения по плавке ЖМО в зоне высоких температур, где процессы их плавления осуществляются с более высокими скоростями, что позволяет достигнуть более высоких технико-экономических и энерго-технологических показателей плавки металлизированных окатышей.

14. Разработан алгоритм расчета энерготехнологических параметров электроплавки ЖМО в дуговой печи при согласованном ходе режимов их плавления и загрузки на основе учета параметров теплового состояния ванны, степени перегрева металла над линией ликвидус, оптимального соотношения скоростей нагрева и обезуглероживания ванны в условиях подачи окатышей через осевые отверстия электродов в подэлектродное пространство агрегата. Предлагаемый алгоритм управления может быть использован для контроля и оптимизации

энерготехнологического режима электроплавки ЖМО, как при существующей в ЭСПЦ ОАО «ОЭМК» технологии, так и в перспективе при использовании новых методов загрузки ЖМО и других технологических приемов электроплавки стали в дуговых печах.

15. Перерасчетом существующих технологических показателей 150 т ДСП для условий использования метода загрузки окатышей через осевые отверстия электродов установлено, что при соблюдении рекомендуемых параметров режима плавки удельный расход электроэнергии снижается от 3 до 5 %, производительность печи возрастает до 10%, cosφ возрастает примерно на 10%, время плавки под током уменьшается на 10-14%, а выход годного увеличивается на 1,2%. Таким образом, при новом методе загрузки, по рекомендуемой технологии электроплавки стали, с учетом ее отработки на основе предложенного алгоритма, представляется возможным повысить энергоэффективность электроплавки стали.

Библиографический список

1. Патент - 11В378П. Способ рафинирования стали в дуговой печи: Заявка 6425938 Япония МКИ С22С 33/04, С21С 5/52. // Араки Тосихико, Мидзугути Кейити, Дайдо Токусуюко К.К. - №62 - 180596; Заявл. 20.07.87; Оpubл. 27.01.89 // Кокай токкё кохо. Сер. 3(4) - 1989. - 8. - С. 223-226 – Яп.
2. Патент - 11В400П. Способ выплавки легированной хромом стали: Заявка 63203712 Япония МКИ С21В 13/12, С21С 5/52. // Мива Мамору, Дайдо Токусуюко К.К. - №62 - 37161; Заявл. 19.02.87; Оpubл. 23.08.88 // Кокай токкё кохо. Сер. 3(4) - 1988. - 64. - С. 57-60 – Яп.
3. Rath Gero, Vlajefe Todor, Stantner Hermann, Kunze Jurgen. The hollow electrode – an application to process chrome ore fines // 48th Elec. Furnace Conf. Proc. Vol. 48. New Orleans Meet., Dec. 11-14, 1990. - Warrendale (Pa), 1991. - С. 267-270.
4. Ерофеев М.М. Обработка стали в агрегате ковш-печь при подаче инертного газа через полые электроды: автореф. дис. ... канд. техн. наук: 05.16.02. - Магнитогорск, 2007. - 18 с.
5. Трахимович В.И., Шалимов А.Г. Использование железа прямого восстановления при выплавке стали. - М.: Metallurgy, 1982. - 248 с.
6. Поволоцкий Д.Я., Гудим Ю.А., Зинуров И.Ю. Устройство и работа сверхмощных дуговых сталеплавильных печей. - М.: Metallurgy, 1990. - 176 с.
7. Патент - 2082763 РФ. Способ управления процессом плавки металлизированных окатышей в дуговой печи / Изгалиев Т.И. и др.; заяв. 27.06.1997.
8. Патент - 1011702 А СССР. Способ управления электрическим режимом дуговой электропечи / Спелицин Р.И. и др.; заяв. 15.04.1983.
9. Амелинг Д. и др. Исследование процесса шлакообразования в дуговой печи // Тр. межд. Научно-практической конференции, «Современные проблемы металлургического производства». - Волгоград: Волг ГТУ, 2002. - С. 18-24.
10. Меркер Э.Э., Федина В.В., Кочетов А.И. и др. Энергосберегающий режим плавки металлизированных окатышей в 150-т ДСП // Электromеталлургия. - 2003. - №9. - С. 43-44.
11. Баптизманский В.И., Паниотов Ю.С. Окисленность металла при интенсификации обезуглероживания // Известия Вузов. Черная металлургия. - 1993. - №4. - С. 8-11.
12. Фомин А.М., Хохлов О.А., Ледовской В.М. и др. // Сталь. - 1988. - №1. - С. 40-42.
13. Федина В.В., Меркер Э.Э., Кочетов А.И. и др. Шлаковый режим при электроплавке металлизированных окатышей в дуговой сталеплавильной печи // Известия Вузов. Черная металлургия. - 2003. - №11. - С. 24-26.
14. Федина В.В., Меркер Э.Э., Харламов Д.А. Совершенствование процесса электроплавки металлизированного железорудного сырья в дуговой сталеплавильной печи // Черные металлы. - 2004. - №2 и 3. - С. 16-19.
15. Сазонов А.В., Меркер Э.Э., Кочетов А.И. Взаимосвязь шлакового режима с параметрами плавки окатышей в дуговой печи // Известия Вузов. Черная металлургия. - 2009. - №5. - С. 66-67.
16. Меркер Э.Э., Сазонов А.В., Гришин А.А. Особенности технологии электроплавки металлизированных окатышей в ванне дуговой печи // Известия Вузов. Черная металлургия. - 2008. - №2. - С. 31-33.
17. Макаров А.Н. Теория и практика теплообмена в электродуговых и факельных печах, топках, камерах сгорания: Монография. Ч.1. Основы теории теплообмена излучением в печах и топках. - Тверь: ТГТУ, 2007. - 184 с.
18. Аргента П., Бианчи Ферри М. Выплавка электростали с непрерывной загрузкой

горячей шихты // Электрометаллургия. - 1999. - №8. - С. 2-14.

19. Никольский Л.Е., Смоляренко В.Д., Кузнецов Л.Н. Тепловая работа дуговых сталеплавильных печей. - М.: Metallurgy, 1981. - 320 с.

20. Черняховский Б.П., Кручинин А.М., Смоляренко В.Д. Энергетические преимущества электроплавки стали с непрерывной загрузкой шихты // Электрометаллургия. - 2005. - №6. - С. 18-24.

21. Артемов В.И., Левитан Ю.С., Синкевич О.А. Неустойчивость и турбулентность в низкотемпературной плазме. - М.: Изд-во МЭИ, 1994. - 412 с.

22. Смоляренко В.Д., Черняховский Б.П. Гибкий процесс производства стали по методу Consteel // Электрометаллургия. - 2004. - №3. - С. 40-43.

23. Глишков Г.М., Баист В.Я., Меджибожский М.Я., Сельский В.И. Плавнение холодного стального лома в перегретом железоуглеродистом расплаве // Известия Вузов. Черная металлургия. - 1972. - №3. - С. 62-64.

24. Бигеев А.М., Бигеев В.А. Металлургия стали. Теория и технология плавки стали. - Магнитогорск: МГТУ, 2000. - 544 с.

25. Глишков М.А., Скороход Б.М., Глишков Г.М. Моделирование плавнения холодного скрапа в жидкой ванне мартеновской печи // Известия Вузов. Черная металлургия. - 1974. - №3. - С. 174-177.

26. Глишков Г.М., Смирнов В.И., Василевский А.В. Скороход Б.М., Крейндин П.Н. Исследование на математической модели плавнения скрапа в сталеплавильном агрегате непрерывного действия // Известия Вузов. Черная металлургия. - 1976. - №6. - С. 141-144.

27. Черняховский Б.П., Глишков Г.М., Смоляренко В.Д. Технологические преимущества электроплавки стали с непрерывной загрузкой шихты // Электрометаллургия. - 2005. - №7. - С. 3-8.

28. Амелинг Д., Петри Й., Ситтард М. // Черные металлы, №11, 1986. с.18-24.

29. Волкодаев А.Н., Токовой О.К., Звонарев В.П. // Сталь. - 1997. - №6. - С. 46-48.

30. Макаров А.Н., Свенчанский А.Д. Оптимальные тепловые режимы дуговых печей. - М.: Энергоатомиздат, 1992. - 96 с.

31. Бартенева О.И., Меркер Э.Э., Харламов Д.А. Исследование теплоусвоения сталеплавильной ванны в дуговой печи с изменяющейся массой металла // Известия Вузов. Черная металлургия. - 2001. - №5. - С. 74-75.

32. Бартенева О.И., Меркер Э.Э. Исследование процессов нагрева и обезуглероживания металла в 150-т дуговой печи с переменной массой ванны // Известия Вузов. Черная металлургия. - 2001. - №9. - С. 65-66.

33. Гришин А.А., Меркер Э.Э., Кочетов А.И. Исследование процесса образования гарнисажной корочки на поверхности окатыша при его погружении в расплав // Известия Вузов. Черная металлургия. - 2006. - №1, - С. 69-70.

34. Баптизманский В.И., Лысенко И.В., Паниотов Ю.С. и др. Технология и установки непрерывного способа производства стали. - Киев: Техніка, 1978. - 129 с.

35. Баптизманский В.И., Лысенко И.В., Паниотов Ю.С. и др. // Сталь. - 1984. - №5. - С. 14-17.

36. Кочо В.С. // Сталь. - 1945. - №2,3. - С. 56-58.

37. Баптизманский В.И. Теория кислородно-конверторного процесса. - М.: Metallurgy, 1975. - 375 с.

38. Паниотов Ю.С., Баптизманский В.И. // Известия Вузов. Черная металлургия. - 1982. - №4. - С. 27-29.

39. Егоров А.В., Никольский Л.Е., Окорочков Н.В. О применении трубчатых электродов в дуговых электрических печах // Электротермия. - 1962. - №9. - С. 27-31.
40. Патент - 2.744.945 США. Iron and Steel Engineer. - 1957. - V. 34. №6. - P. 84-91.
41. Егоров А.В., Никольский Л.Е., Окорочков Н.В. Эффективность работы дуговой сталеплавильной печи на трубчатых электродах // Электрометаллургия. - 1962. - №9. - С. 13-18.
42. Окорочков Н.В., Никольский Л.Е. Исследование распределения излучения однофазной и трехфазной дуг на моделях цилиндрической сталеплавильной печи // Известия Вузов. Черная металлургия. - 1958. - №12.
43. Реферативный журнал «Металлургия». 1960. №7. реф. №14328.
44. Патент - 2.603.669 США.
45. The Iron and Coal Trades Review. - 1960. - V. 180. № 4778. - P. 353-358.
46. Schwabe W.E. Experimental result with hollow electrodes in electric steel furnaces. Proceedings AISE, 1957. - p. 448.
47. Iron and steel Engineer. - 1957. - V. 34. №6. - P. 84-91.
48. Самарский А.А. // Вестник АН СССР. - 1979. - №5. - С. 38-49. Самарский А.А. // Вестник АН СССР. - 1984. - №3. - С. 77-88. Самарский А.А. // Вестник АН СССР. - 1984. - №11. - С. 17-29. Самарский А.А., Михайлов А.П. Математическое моделирование. Идеи, методы, примеры. - М.: Физматлит, 2001. - 320 с.
49. Арутюнов В.А., Бухмиров В.В., Крупенников С.А. Металлургическая теплотехника: Развитие теоретического раздела // Известия Вузов. Черная металлургия. - 2005. - №10. - С. 58-62.
50. Нечаев Н.Е., Кирсанов Е.А., Перфилов В.Г. // Бюллетень «Черная металлургия». - 1978. - С. 34-36.
51. Братчиков С.Г., Статников Б.Ш., Волков В.В. и др. Расчет и исследование теплообмена при плавке окатышей в ДСП. Сообщение 1 // Известия Вузов. Черная металлургия. - 1981. - №12. - С. 92-95.
52. Амдур А.М., Михайлов А.С., Братчиков С.Г. и др. // Известия Вузов. Черная металлургия. - 1989. - №1. - С. 49-53.
53. Шишимиров М.В., Крюков А.П., Сосонкин О.М. // Известия Вузов. Черная металлургия. - 1986. - №1. - С. 138-141.
54. Кожухов А.А., Карпенко Г.А., Меркер Э.Э., Сазонов А.В. Исследование нагрева и плавления окатышей в зоне горения электрической дуги // Известия Вузов. Черная металлургия. - 2008. - №7. - С. 13-15.
55. Кожухов А.А., Меркер Э.Э., Сазонов А.В. Анализ теплообмена в дуговой печи при плавке металлизированных окатышей // Известия Вузов. Черная металлургия. - 2010. - №5. - С. 37-40.
56. Макаров А.Н., Мошкова Е.М. // Известия Вузов. Черная металлургия. - 1997. - №6. - С. 34-36.
57. Братчиков С.Г., Статников Б.Ш., Волков В.В. и др. // Известия Вузов. Черная металлургия. - 1982. - №4. - С. 12-16.
58. Меркер Э.Э. Энергосберегающие условия плавления металлизированных окатышей в ванне дуговой печи // Бюллетень «Черная металлургия». - 2008. - Вып. 1(1297). - С. 35-39.
59. Меркер Э.Э., Сазонов А.В., Кожухов А.А. // Бюллетень «Черная металлургия». - 2007. - №11. - С. 40-42.
60. Сазонов А.В., Меркер Э.Э., Кочетов А.И. Исследование процесса угара и нагрева металла при плавке окатышей в дуговой печи // Известия Вузов. Черная металлургия. - 2008. -

№9. - С. 67-68.

61. Сосонкин О.М., Шишимиров М.В. // Электromеталлургия. - 2002. - №12. - С. 12-15.
62. Макаров А.Н. Теплообмен в дуговых сталеплавильных печах. - Тверь: ТГТУ, 1998. - 96 с.
63. Огороков Н.В. Дуговые сталеплавильные печи. - М.: Metallургия, 1971. - 344 с.
Огороков Н.В. Электроплавильные печи черной металлургии. - М.: Metallургиздат, 1950.
64. Палий Г.М. Функции распределения тепловых потоков, падающих от дуг, и некоторые вопросы тепловой работы дуговой сталеплавильной печи // Производство стали и стального литья (Московский вечерний металлургический институт). вып. 10. - М.: Metallургия, 1971. - С. 66-85.
65. Арутюнов В.А., Бухмиров В.В., Крупенников С.А. Математическое моделирование тепловой работы промышленных печей. Учебник для ВУЗов. - М.: Metallургия, 1990. - 239 с.
66. Явойский В. И. Теория процессов производства стали. - 2-е изд. - М.: Metallургия, 1967. - 792 с.
67. Челищев Е. В. Теория и практика интенсификации процессов в конверторах и мартеновских печах // Труды межвузовского научного совещания. - М.: Metallургия, 1965. - С. 36-42.
68. Филиппов С.И. Теория процесса обезуглероживания стали. - М.: Metallургиздат, 1956. - 166 с.
69. Рыжонков Д.И., Падерин П.С., Серов Г.В. Твердые электролиты в металлургии. - М.: Metallургия, 1992. - 248 с.
70. Падерин С.Н., Филиппов В.В. Теория и расчеты металлургических систем и процессов. - М.: МИСиС, 2002. - 333 с.
71. Попель С. И., Сотников А.И., Бороненков В.Т. Теория металлургических процессов. - М.: Metallургия, 1986. - 462 с.
72. Кочо В.С., Ясинский В.А., Соболев С.К., Богушевский В.С., Сорокин Н.А., Беляев Е.И. Особенности изменения содержания углерода в ванне конвертера // Известия Вузов. Черная металлургия. - 1982. - №10. - С. 48-50.
73. Падерин С.Н., Падерин П.С., Кузьмин И.В. Термодинамическое моделирование окислительных процессов при обезуглероживании стали // Известия Вузов. Черная металлургия. - 2003. - №5. - С. 6-11.
74. Кожеуров В.А. Термодинамика металлургических шлаков. - Свердловск: Metallургия, 1965. - 163 с.
75. Падерин С.Н., Падерина Е.П. Термодинамика и расчеты процесса глубокого обезуглероживания стали // Известия Вузов. Черная металлургия. - 2005. - №10. - С. 19-24.
76. Steelmaking Data Sourcebook. Revised Edition by the Japan Society for the Promotion of Science. NewYork, London, Paris, Montreux, Tokyo, Melbourne, 1988. - 153 p.
77. Vacher H., Hamilton E. // Transaction AIME. - 1931. - V. 5. - P. 124.
78. Marshall S., Chipman J. // Transaction AIME. - 1942. - V. 30. - P. 695.
79. Филиппов С.И. Теория металлургических процессов. - М.: Metallургия, 1967. - 279 с.
80. Г.Н. Еланский, В.А. Кудрин, А.В. Попов, Е.И. Тюрин, В.Е. Панченко. Развитие реакции окисления углерода в подовых сталеплавильных агрегатах // Сталь. - 1981. - №5. - С. 13-17.
81. Меркер Э.Э. Исследование механизма обезуглероживания мартеновской ванны // Известия Вузов. Черная металлургия. - 1982. - №3. - С. 23-28.

82. Меркер Э. Э., Лузгин В. П., Явойский В. И. // Известия Вузов. Черная металлургия. - 1972. - №9. - С. 35-40.
83. Степанов А. Т., Меркер Э. Э., Лузгин В. П., Фролов А. Г. // Известия Вузов. Черная металлургия. - 1979. - №1. - С. 21-25.
84. Степанов А. Т., Меркер Э. Э., Лузгин В. П. // Сталь. - 1979. - №5. - С. 339-341.
85. Максимов Ю.М., Рожков И.М., Закурдаев А.Г., Гогенко В.А. Соотношение между обезуглероживанием и нагревом металла при скрап-рудном мартеновском процессе в период плавления.
86. Падерин С.Н., Феоктистов Ю.В., Чемерис С.И. и др. // Сталь. - 1992. - №11. - С. 35-37.
87. Гришин А.А. Особенности обезуглероживания металла при непрерывной подаче металлизированных окатышей в ванну дуговой печи // Известия Вузов. Черная металлургия. - 2006. - №11. - С. 21-23.
88. Падерин С.Н., Абрахам С.О. Закономерности обезуглероживания металлической ванны переменной массы в 100-т дуговой печи // Известия Вузов. Черная металлургия. - 1995. - №11. - С. 25-29.
89. Клачков А.А., Красильников В.О., Фомин В.И. // Электromеталлургия. -1999. - №4. - С. 21-23.
90. Сазонов А.В., Меркер Э.Э., Кочетов А.И. Особенности обезуглероживания металла при плавке окатышей в дуговой печи // Известия Вузов. Черная металлургия. - 2008. - №12. - С. 27-29.
91. Еднерал Ф.П., Филиппов А.Ф. Расчёты по электromеталлургии стали и ферросплавов. - М.: Металлургия, 1962. - 230 с.
92. Поволоцкий Д.Я. Электromеталлургия стали и ферросплавов. - М.: Металлургия, 1984. - 591 с.
93. Григорян В.А., Белянчиков Л.Н., Стомахин А.Я. Теоретические основы электросталеплавильных процессов. - М.: Металлургия, 1987. - 272 с.
94. Меджибожский М.Я. Основы термодинамики и кинетики сталеплавильных процессов. - Киев-Донецк: Головное издательство издательского объединения «Вища Школа», 1986. - 280 с.
95. Чуйко Н.М., Чуйко А.Н. Теория и технология электроплавки стали. - М.: Металлургия, 1983. - 248 с.
96. Хмелева, С.Л., Падалко А.Г. Математическое моделирование процесса обезуглероживания в электродуговой печи // Тр. Всероссийской научно-практической конференции «Моделирование, программное обеспечение и наукоёмкие технологии в металлургии». - Новокузнецк: СибГИУ, 2011. - С. 347-355.
97. Физико-химические расчеты электросталеплавильных процессов / Григорян В.А., Стомахин А.Я., Пономаренко А.Г., Белянчиков Л.Н., Уточкин Ю.И., Котельников Г.И., Островский О.И., - М.: Металлургия, 1989. - 288 с.
98. Нугуманов Р.Ф., Протопопов Е.В., Харлашин П.С., Бакст В.Я. Изучение механизма взаимодействия стального лома с железоуглеродистым расплавом в диффузионном и тепловом режимах // Известия Вузов. Черная металлургия. - 2009. - №8. - С. 13-16.
99. Булгаков Г.В., Явойский В.И., Григорьев П.П. // Известия Вузов. Черная металлургия. - 1969. - №11. - С. 28-31.
100. Капустин Е.А. // Известия Вузов. Черная металлургия. - 1965. - №7. - С. 32-35.
101. Баптизманский В.И., Гольдфарб Э.Ж., Шерстов В.И. // Известия Вузов. Черная

металлургия. - 1972. - №10. - С. 48-51.

102. Айзатулов Р.С., Харлашин П.С., Протопопов Е.В. Теоретические основы сталеплавильных процессов: Учебное пособие для вузов. - М.: МИСиС, 2002. - 320 с.

103. Меркер Э.Э. Интенсификация перемешивания сталеплавильной ванны // Известия Вузов. Черная металлургия. - 1999. - №11. - С. 28-31.

104. Меркер Э.Э., Кожухов А.А., Кочетов А.И. и др. Исследование переходной зоны шлак-металл в ванне дуговой печи на холодной модели // Известия Вузов. Черная металлургия. - 2005. - №1. - С. 24-26.

105. Патенты - 12В13Р Швеция. Способ плавки окислов железа с использованием полого электрода в дуговой печи. Заявка 449108 от 25.05.1981; № 81003267 МКИ С21 В11/10. Патент ФРГ/ДЕ 51 МКИ С21 В13/12 (54). Способ получения стали в электродуговой печи.

106. Патент - 236009 РФ. Способ электроплавки стали / Меркер Э.Э. и др.; заяв. 07.09.2005.; Патент - 2374582 РФ. Дуговая печь для выплавки стали.; заяв. 25.11.2009.

107. Комаров О.А., Вершинин О.В., Коберник В.Г. и др. Особенности модернизации электросталеплавильного цеха ОАО ОЭМК // Сталь. - 2009. - №12. - С. 27-28.

108. Теплов А.В., Вареников Ю.И., Иванов А.Н. Создание системы оптимизации мощности дуги на ДСП-150 // Сталь. - 2009. - №12. - С. 30-32.

109. Еланский Д.Г., Еланский Г.Н., Стомахин А.Я. Электросталеплавильная сталь - инновации в технологии и оборудовании // Сталь. - 2009. - №8. - С. 35-40.

110. Сосонкин О.М. Уменьшение угара металла при выплавке стали в высокоомощных дуговых печах // Сталь. - 2008. - №8. - С. 40-42.

111. Патент - 2360009 РФ. Способ электроплавки стали в дуговой печи / Меркер Э.Э. и др.; опубл. 27.06.2009, Бюл. №18.; Патент - 2374582 РФ Дуговая печь для выплавки стали / Меркер Э.Э. и др.; заяв. 25.11.2009.

112. Сазонов А.В., Меркер Э.Э., Черменев Е.А. Интенсификация плавления окатышей при их загрузке в зону воздействия электрической дуги на шлакометаллический расплав // Бюллетень «Черная металлургия». - 2011. - №8. - С. 62-64.

113. Галян В.С., Сычев В.А. и др. // Производство электростали. вып. 2. - М.: Металлургия, 1973. - С. 5-8.

114. А. с. 1011702 СССР, С. 21 С 5/52. / Спелицын Р.И., Рабинович В.Л., Киржнор Д.И. и др. Бюл. № 14. 1983.

115. Патент - 2385952 РФ. Способ управления электрическим режимом дуговой печи / Меркер Э.Э., Кочетов А.И. и др.; заяв. 07.09.2005; опубл. 10.04.2010, Бюл. № 18.

116. Патент - 2487306 С1 РФ, МПК С21С 5/52. Устройство для загрузки металлизированных окатышей в дуговую печь / Меркер Э.Э., Карпенко Г.А., Черменев Е.А.; ФГАОУ ВПО НИТУ МИСиС. - № 2011144195/02; заяв. 02.11.2011; опубл. 10.07.2013, Бюл. № 19.

117. Патент - 2487172 С1 РФ, МПК С21С 5/52. Способ загрузки металлизированных окатышей в дуговую печь (варианты) / Меркер Э.Э., Карпенко Г.А., Черменев Е.А.; ФГАОУ ВПО НИТУ МИСиС. - № 2011144194/02; заяв. 02.11.2011; опубл. 10.07.2013, Бюл. № 19.

118. Амдур А.М. Исследование процессов нагрева и плавления металлизированных окатышей в сталеплавильных агрегатах: дис. ... докт. техн. наук: 05.16.02. - Екатеринбург, 1999. - 365 с.

119. А. с. 523142 СССР, МКИ С 21 С 5/52. Способ управления процессом плавки губчатого железа в электрических печах / Л.С. Фридлянд, В.Е. Пирожников и др. - № 2116988/02; заявл. 28.03.75; опубл. 30.07.76, Бюл. № 28.

ФГАОУ ВПО «Национальный исследовательский технологический университет
«Московский институт стали и сплавов»

На правах рукописи

Черменев Евгений Александрович

**Исследование процессов нагрева и плавления окатышей в ванне дуговой
печи с целью повышения энергоэффективности электроплавки стали**
Приложения

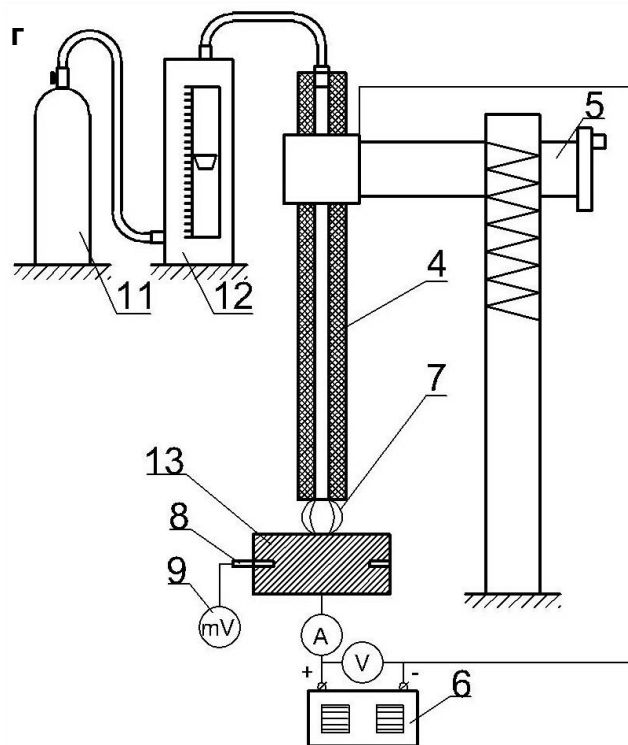
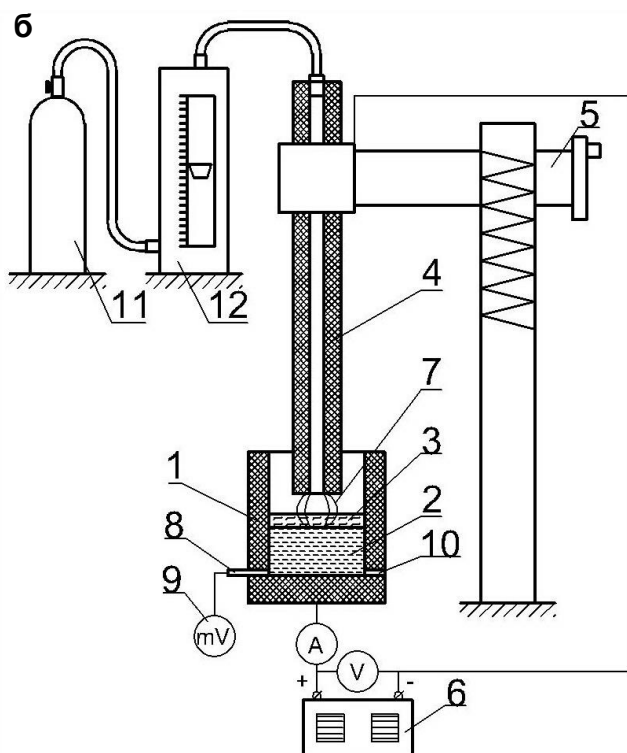
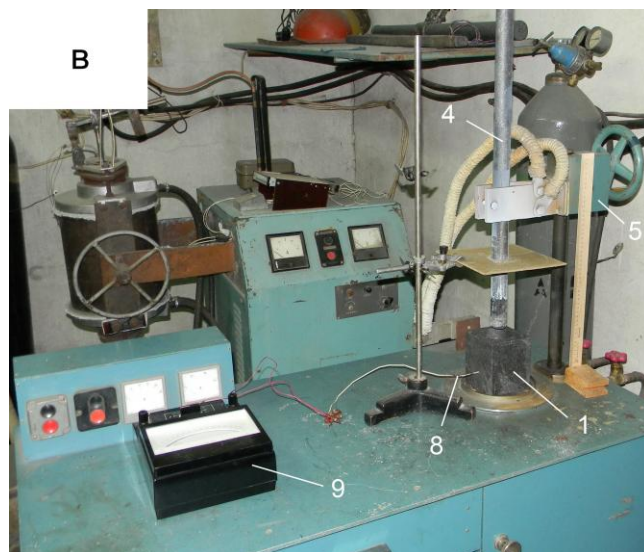
05.16.02 – «Металлургия черных, цветных и редких металлов»

Диссертация на соискание ученой степени
кандидата технических наук

Научный руководитель
доктор технических наук,
профессор Меркер Э.Э.

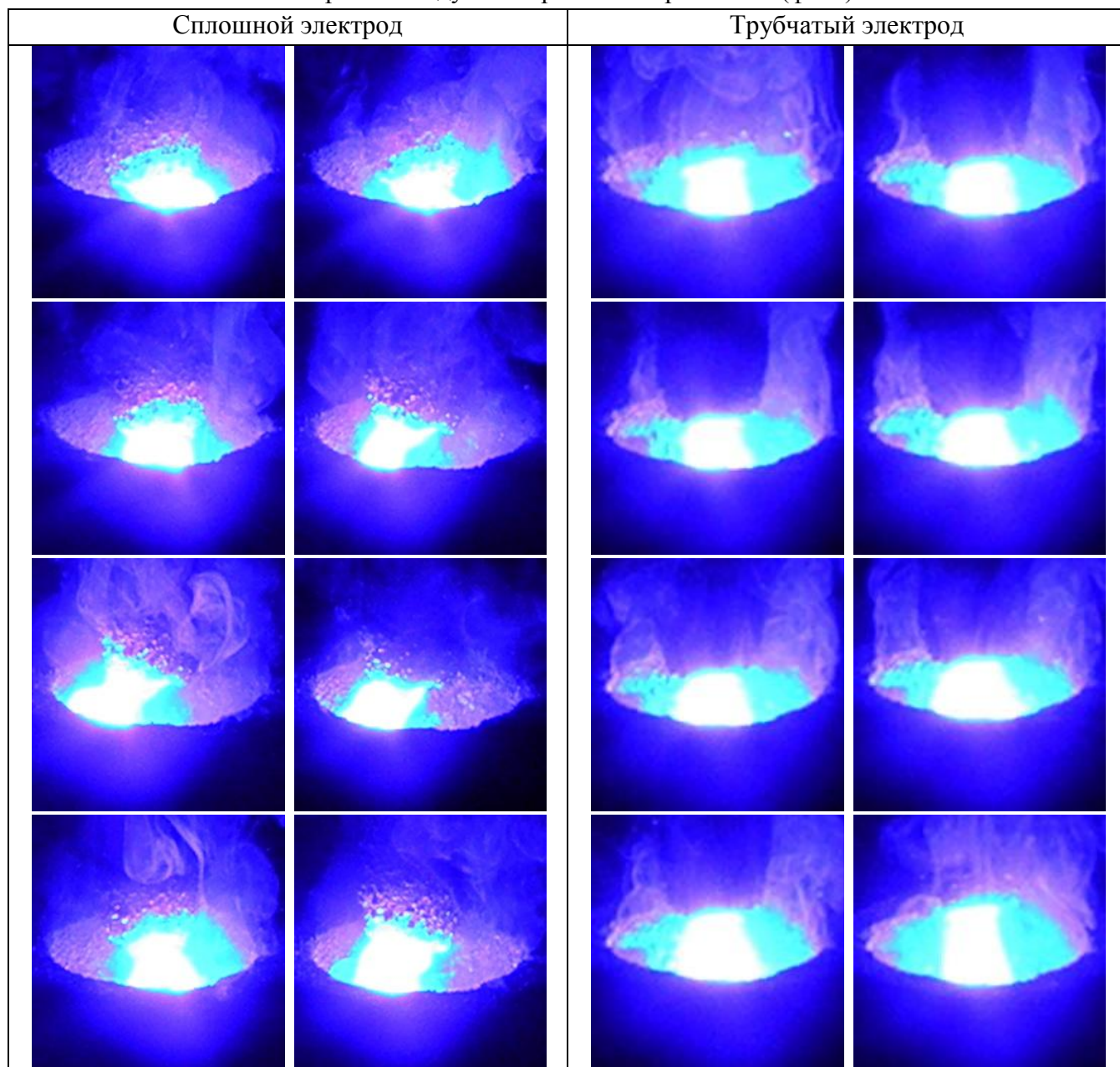
Москва – 2014

Приложение №1



Экспериментальная электропечная установка: а и б - для изучения расплавления шихты электрической дугой, создаваемой типовым (сплошным) и трубчатым электродами, в том числе с подачей газа (аргона) через осевое отверстие (а – фото; б – схема); в - фото установки для замера температуры расплава; г - схема установки для изучения нагрева металлической пластины (заготовки) электрической дугой, создаваемой типовым (сплошным) и трубчатым электродами: 1 – тигель; 2 – металл; 3 – шлак; 4 – электрод с осевым отверстием; 5 – стойка; 6 – сварочный выпрямитель; 7 – электрическая дуга; 8 – термопара; 9 – милливольтметр; 10 – лоток для выпуска металла; 11 – баллон; 12 – расходомер, 13 – металлическая пластина (заготовка).

Расположение электрической дуги во время экспериментов (фото).



Приложение №2

Программа расчета параметров теплового состояния ванны ДСП

%1 Начальные условия

t=60*10; %ориентировочное время процесса, с

T_oc=20; %температура окр. сред., °C

%1.1 металл

lyamda_ras=2300; C_ras=840; ro_ras=6600; %коэф. теплопроводности, Вт/(м*°C); теплоемкость, Дж/(кг*°C); плотность, кг/м3

a_ras=lyamda_ras/C_ras/ro_ras; %коэф. температуропроводности, м2/с

T_ras=1550; %температура, °C

T_lik_ras=1485; L_lik_ras=277000; %температура плавления, °C; удельная теплота плавления, Дж/кг

T_par_fe=2872; L_par_fe=6340000; %температура кипения, °C; удельная теплота кипения, Дж/кг

%1.2 шлак

lyamda_shl=230; C_shl=2500; ro_shl=3000; %коэф. теплопроводности, Вт/(м*°C); теплоемкость, Дж/(кг*°C); плотность, кг/м3

T_shl=1600; %температура, °C


```

T_lik_shl=1400; %температура плавления, °C
T_par_shl=2500; %температура кипения, °C
K_lyamda_r=lyamda_shl/lyamda_ras;
K_C_ro_r=C_shl*ro_shl/C_ras/ro_ras;
%1.3 размеры ванны печи
R_max=3.25; H_max=1.25; %радиус, м; высота, м
H_rasch=1; R_rasch=R_max-H_max+H_rasch;
R_van=R_rasch;
H_van=H_rasch;
H_shl=0.25; %толщина шлака, м
H_men=0.10; %глубина мениска, м
Angl=60; %расчетный угол, 60°
R_otv_el=0.075; %радиус отверстия электрода, м - (D=0.15);
R_ras=.65+0.075; %радиус распада электродов, м - (D=1.3);
R_el=0.305; %радиус электрода, м - (D=0.61);
H_dug=0.37; %длина дуги, м
R_ot=((H_dug+R_el)^2-(H_dug+R_el-H_men)^2)^0.5; %радиус мениска, м - 0.48-0.485
%Футеровка
def_fp=0.4; %толщина футеровки, м
T_fp=(T_ras+T_oc)/2; %температура футеровки средняя, °C
lyamda_fp=7.21-4.19*T_fp/1000; %коэф. теплопроводности футеровки, Вт/(м*°C)
k_fp_H=1/(def_fp/lyamda_fp);
%1.4 дуга
H_ot=H_dug-H_shl-H_men; if H_ot<0; H_ot=0; end
k_ekr=1-H_ot/H_dug;
E_pr=0.5; C0=5.67;
hrv=H_dug/2/R_van; horv=H_ot/2/R_van;
Kre=R_ras/R_van;
Qtr=105000000; %мощность трансформатора, Вт
cos_tr=0.86; %коэф. мощности: сплошные 0.77; трубчатые 0.86;
a_dug=0.90; %доля энергии излучаемая столбом дуги
Q_dug=Qtr*cos_tr/3*a_dug;
Q_dug_shl=(1-k_ekr)*Q_dug;
%1.5 окатыши
v_ok=34.6; %скорость загрузки, кг/с
L_ok=272200; %удельная теплота плавления, Дж/кг
C_react=0.01; %углерод реакционный в окатышах
Q_react=152670; %удельная теплота довосстановления, Дж/моль
Q_C=Q_react/12*1000; %--/, Дж/кг
L_okC=L_ok+Q_C*C_react;
%1.6 шаги
k=1; %начальный номер шага времени
nk=100; %число шагов по времени
dt=t/nk; %величина шагов по времени
dr=0.01; %величина шагов по координате R
dh=0.01; %величина шагов по координате H
da=2; %величина шагов по координате A
nR=round(R_van/dr); %число шагов по координате R
nH=round(H_van/dh); %число шагов по координате H
nH_shl=round(H_shl/dh);
n_gm=round(H_men/dh);
nA=round(Angl/da); %число шагов по координате A
dR=1/nR; %безразмерный шаг координаты
dH=1/nH; %безразмерный шаг координаты
%1.7 вспомогательное
e_TET=1;
e=0.01; %погрешность расчетов
i=1:nR+1; %порядковые номера слоев по R
j=1:nH+nH_shl+1; %порядковые номера слоев по H
a=1:nA+1; %порядковые номера слоев по A
XR=(i-1)*dR; %безразмерные координаты слоев R
xR=XR.*R_van; %координаты слоев R, м
XH=(j-1)*dH; %безразмерные координаты слоев H

```

```

xA=(a-1)*da*pi/180;
nRH(j)=nR; for j=1:nH; nRH(j)=nR-nH+j-1; end
nHR(i)=nH; for i=nR-nH+1:nR+1; nHR(i)=nR-i+1; end; nHn=-nHR+nH;
%обнуление и задание начальных матриц величин
TETX(i,a)=0; TETY=TETX;
Q_pov(i,a)=0; cos_izh=Q_pov; Q_pov_shl=Q_pov; Q_pov_shlA=Q_pov_shl; Q_pov_shlB=Q_pov_shl;
Q_pov_shlC=Q_pov_shl; C_r(i)=0; C_l=C_r; C_A=C_r; Q_povh(i,a,j)=0;
alfaR=C_l; bettaR=alfaR; alfaA(a)=0; bettaA=alfaA; alfaH(j)=0; bettaH=alfaH;
%2 Предварительные расчеты
%2.1 Безразмерное время
dFoRad=a_ras*dt/R_van^2;
dFoAng=a_ras*dt/(2*pi*R_van*da/360)^2;
dFoH=a_ras*dt/H_van^2;
%2.2 Расчет коэффициента открытой зоны мениска и координат точек
k_iz(1:nR+1,1:nA+1)=0;
for a=1:nA+1
    for i=1:nR+1
        TETX(i,a)=XR(i)*cos(xA(a));
        TETY(i,a)=XR(i)*sin(xA(a));
        y_ot1=sqrt((R_ot/R_van)^2-(XR(i)*cos(xA(a))-R_ras/R_van)^2);
        y_ot2=XR(i)*sin(xA(a));
        if y_ot1>y_ot2
            k_iz(i,a)=1;
        end
    end
end
k_izsh(1:nR+1,1:nA+1)=0;
if k_iz(1,1)==0&& k_iz(2,1)>0
    k_izsh(1,1)=1;
end
for i=2:nR
    if k_iz(i,1)==0&& k_iz(i-1,1)+k_iz(i+1,1)>0
        k_izsh(i,1)=1;
    end
end
for a=2:nA
    if k_iz(1,a)==0&& k_iz(1,a-1)+k_iz(2,a)>0
        k_izsh(1,a)=1;
    end
    for i=2:nR
        if k_iz(i,a)==0&& k_iz(i-1,a)+k_iz(i,a-1)+k_iz(i+1,a)>0
            k_izsh(i,a)=1;
        end
    end
end
k_izs=k_iz+k_izsh;
%2.3 выбор и расчет безразмерных температур
%выбор температуры отвечающий 1
T_1=T_par_fe;
T_0=T_lik_ras;
%расчет
TET_ras=(T_ras-T_0)/(T_1-T_0);
TET_par_fe=(T_par_fe-T_0)/(T_1-T_0);
TET_par_shl=(T_par_shl-T_0)/(T_1-T_0);
TET_oc=(T_oc-T_0)/(T_1-T_0);
TET_lik_shl=(T_lik_shl-T_0)/(T_1-T_0);
%2.4 начальное распределение температур
TET(1:nR+1,1:nA+1,1:nH+nH_shl+1,1:nk+1)=TET_ras;
C_A(1)=32/dR^2;
for i=2:nR
    C_A(i)=2*dR/XR(i)/((XR(i)+dR/2)^2-(XR(i)-dR/2)^2);
end
%поверхность ячеек пода

```



```

FH(1:nR+1)=0;
FH(1)=pi*dr^2/4*da/360;
FH(nR+1)=pi*(R_van*R_van-(R_van-dr/2)^2)*da/360;
for i=2:nR
    FH(i)=pi*((xR(i)+dr/2)^2-(xR(i)-dr/2)^2)*da/360;
end
%поверхность ячеек стен
FR(1:nR+1)=0;
for i=2:nR+1
    FR(i)=2*pi*xR(i)*dh*da/360;
end
%толщина ячеек стен
LA(1:nR+1)=0;
for i=2:nR+1
    LA(i)=2*pi*xR(i)*da/360;
end
%поверхность ячеек R
FRm(1:nR+1)=0;
for i=1:nR
    FRm(i)=2*pi*(xR(i)+dr/2)*dh*da/360;
end
k_h(1)=0.5; k_h(2:nH_shl)=1; k_h(nH_shl+1)=0.5;
k_hm(1)=0.5; k_hm(2:nZv(i,a))=1; k_hm(nZv(i,a)+1)=0.5;
k_a(1)=0.5; k_a(2:nA)=1; k_a(nA+1)=0.5;
% зона подачи окатышей
V_sl_z=pi*((R_ras+R_ot)^2-3*R_ot^2)*(H_shl+dh/2);
n_Vsz=round((R_ras+R_ot)/dr);
k_szpl(1:nR+1,1:nA+1,1:nH+nH_shl+1)=0;
k_szpl(1:n_Vsz+1,1:nA+1,nH+2:nH+nH_shl+1)=1;
H_me_z=0.0375;
V_me_z=3*pi*(R_ot)^2*(H_me_z+dh/2);
n_Vmz=round((H_me_z-dh/2)/dh+1);
k_mzpl(1:nR+1,1:nA+1,1:nH+nH_shl+1)=0;
for j=nH-n_Vmz-n_gm+1:nH-n_gm+1
    k_mzpl(:,j)=k_iz;
end
var=menu('Место подачи?','шлак','мениск');
if var==1
    q_V_m=L_okC*v_ok/V_sl_z; k_zpl=k_szpl; k_oepm=0;
elseif var==2
    q_V_m=L_okC*v_ok/V_me_z; k_zpl=k_mzpl; k_oepm=1;
end
%3. Расчет
for a=1:nA+1
    for i=1:nR+1
        Q_pov_shlA(i,a)=Q_dug_shl*H_ot/2/4/pi/R_van^3/(horv^2+Kre^2+XR(i)^2-2*Kre*XR(i)*cos(xA(a)))^1.5;
        Q_pov_shlB(i,a)=Q_dug_shl*H_ot/2/4/pi/R_van^3/(horv^2+Kre^2+XR(i)^2-2*Kre*XR(i)*cos(2*pi/3-xA(a)))^1.5;
        Q_pov_shlC(i,a)=Q_dug_shl*H_ot/2/4/pi/R_van^3/(horv^2+Kre^2+XR(i)^2-2*Kre*XR(i)*cos(4*pi/3-xA(a)))^1.5;
        Q_pov_shl(i,a)=Q_pov_shlA(i,a)+Q_pov_shlB(i,a)+Q_pov_shlC(i,a);
        r_iz=((TETX(i,a)*R_van-R_ras)^2+(TETY(i,a)*R_van)^2)^0.5;
        if k_iz(i,a)==1
            r_izv=(r_iz^2+H_dug^2)^0.5;
            sin_bH=H_dug/r_izv;
            Q_pov(i,a)=Q_dug/(2*pi^2*r_iz*H_dug)*sin_bH^2;
        elseif k_izsh(i,a)==1
            for j=nH-n_gm+1:nH+nH_shl+1
                r_izv=(r_iz^2+(H_dug-H_men-(j-nH-1)*dh)^2)^0.5;
                r_izn=(r_iz^2+(H_men+(j-nH-1)*dh)^2)^0.5;
                b1_izm=acos(r_iz/r_izv);
                b2_izm=acos(r_iz/r_izn);
                cos_izh(i,a)=abs(((r_iz/R_van)^2+TETX(i,a)^2+TETY(i,a)^2-
(R_ras/R_van)^2)/2/(r_iz/R_van)/(TETX(i,a)^2+TETY(i,a)^2)^0.5);
                if H_men+(j-nH-1)*dh<=H_dug

```

```

    Q_povh(i,a,j)=Q_dug/(2*pi^2*r_iz*H_dug)*(b1_izm+b2_izm+sin(b1_izm+b2_izm)*cos(b1_izm-b2_izm));
else
    Q_povh(i,a,j)=Q_dug/(2*pi^2*r_iz*H_dug)*(b2_izm-b1_izm+sin(b2_izm-b1_izm)*cos(b1_izm+b2_izm));
end
end
end
end
end
for a=1:nA+1
    for i=1:nR+1
        Q_pov(i,a)=Q_dug*H_dug/2/4/pi/R_van^3/(hrv^2+Kre^2+XR(i)^2-2*Kre*XR(i)*cos(xA(a)))^1.5;

        Q_pov_shlA(i,a)=Q_dug_shl*H_ot/2/4/pi/R_van^3/(horv^2+Kre^2+XR(i)^2-2*Kre*XR(i)*cos(xA(a)))^1.5;
        Q_pov_shlB(i,a)=Q_dug_shl*H_ot/2/4/pi/R_van^3/(horv^2+Kre^2+XR(i)^2-2*Kre*XR(i)*cos(2*pi/3-xA(a)))^1.5;
        Q_pov_shlC(i,a)=Q_dug_shl*H_ot/2/4/pi/R_van^3/(horv^2+Kre^2+XR(i)^2-2*Kre*XR(i)*cos(4*pi/3-xA(a)))^1.5;
        Q_pov_shl(i,a)=Q_pov_shlA(i,a)+Q_pov_shlB(i,a)+Q_pov_shlC(i,a);
    end
end
Q_pov_shlr=-Q_pov_shl.*(k_iz-1);
Q_sum_pov_shlr(1:nk+1)=0;
Q_pfH(1:nR+1,1:nA+1)=0; Q_sum_pfH(1:nk+1)=0;
Q_psl=Q_pfH; Q_sum_psl=Q_sum_pfH;
Q_pm=Q_pfH; Q_sum_pm=Q_sum_pfH;
Q_m=Q_pfH; Q_sum_m=Q_sum_pfH;
Q_sum_pov=Q_sum_pfH;
Q_pfR(1:nA+1,1:nH+nH_shl+1)=0; Q_sum_pfR=Q_sum_pfH;
Q_slA(1:nR+1,1:nH+nH_shl+1)=0; Q_sum_slA=Q_sum_pfH;
Q_sum_mA=Q_sum_slA;
Q_slRi=Q_pfR; Q_sum_slRi=Q_sum_pfH;
Q_slRo=Q_pfR; Q_sum_slRo=Q_sum_pfH;
Q_sum_mRi=Q_sum_pfH; Q_sum_mRo=Q_sum_pfH;
TETsz(1:nk+1)=0; TETmz(1:nk+1)=0;
%Выбор-----
var=menu('Рассчитать температуру расплава?','Да','Нет');
%3.1 Расчет температуры расплава-----
if var==1
disp('1 Расчет температуры расплава')
while k<nk+1
    %R
    for i=1:nR+1
        %A->H
        for a=1:nA+1
            Kv=q_V_m*dH*dH*H_van*H_van/(T_1-T_0)/lyamda_ras;
            Krad=Q_pov_shl(i,a)*dH*H_van/(T_1-T_0)/lyamda_ras;
            KtfH=k_fp_H*dH*H_van/lyamda_ras;
            nHn1=nHn(i)+1;
            alfaH(1)=2*dFoH/dH^2/(1+(1+KtfH)*2*dFoH/dH^2);
            bettaH(1)=(TET(i,a,1,k)+TET_oc*KtfH*2*dFoH/dH^2)/(1+(1+KtfH)*2*dFoH/dH^2);
            for j=2:nH
                alfaH(j)=dFoH/dH^2/(1+(2-alfaH(j-1))*dFoH/dH^2);
                bettaH(j)=(TET(i,a,j,k)+(bettaH(j-1)+Kv*k_zpl(i,a,j))*dFoH/dH^2)/(1+(2-alfaH(j-1))*dFoH/dH^2);
            end
            if k_izs(i,a)==0
                dFoH_sh=dFoH*K_lyamda_r/K_C_ro_r;
                alfaH(nH+1)=2*K_lyamda_r/(1+K_C_ro_r)*dFoH/dH^2/(1+(K_lyamda_r+1-alfaH(nH))*2/(1+K_C_ro_r)*dFoH/dH^2);
                bettaH(nH+1)=(TET(i,a,nH+1,k)+(bettaH(nH)+Kv*k_zpl(i,a,j))*2/(1+K_C_ro_r)*dFoH/dH^2)/(1+(K_lyamda_r+1-
                alfaH(nH))*2/(1+K_C_ro_r)*dFoH/dH^2);
                for j=nH+2:nH+nH_shl
                    alfaH(j)=dFoH_sh/dH^2/(1+(2-alfaH(j-1))*dFoH_sh/dH^2);
                    bettaH(j)=(TET(i,a,j,k)+(K_lyamda_r*bettaH(j-1)+Kv*k_zpl(i,a,j))/K_C_ro_r*dFoH/dH^2)/(1+(2-alfaH(j-
                    1))*dFoH_sh/dH^2);
                end
                n_k=nH+nH_shl;
            end
        end
    end
end

```

```

TET(i,a,n_k+1,k+1)=(TET(i,a,n_k+1,k)+(K_lyamda_r*betaH(n_k)+Krad+Kv*k_zpl(i,a,n_k+1)/2)*2/K_C_ro_r*dFoH/dH
^2)/(1+K_lyamda_r*(1-alfaH(n_k))*2/K_C_ro_r*dFoH/dH^2);
    if TET(i,a,n_k+1,k+1)>TET_par_shl
        TET(i,a,n_k+1,k+1)=TET_par_shl;
    end
elseif k_izsh(i,a)==1
    n_k=nH;
    TET(i,a,n_k-n_gm+1:nH+1,k+1)=TET_par_fe;
    TET(i,a,n_k+1:nH+nH_shl+1,k+1)=TET_par_shl;
else
    n_k=nH-n_gm;
    TET(i,a,n_k+1,k+1)=TET_par_fe;
    TET(i,a,n_k+2:nH+nH_shl+1,k+1)=0;
    if TET(i,a,n_k+1,k+1)<TET_lik_shl
        TET(i,a,n_k+1,k+1)=TET_lik_shl;
    elseif TET(i,a,n_k+1,k+1)>TET_par_fe
        TET(i,a,n_k+1,k+1)=TET_par_fe;
    end
end
for j=n_k:-1:1
    TET(i,a,j,k+1)=alfaH(j)*TET(i,a,j+1,k+1)+betaH(j);
    if TET(i,a,j,k+1)<TET_lik_shl
        TET(i,a,j,k+1)=TET_lik_shl;
    end
end
end
% H->A
for j=1:nH+nH_shl+1
    if j<nH+1
        dFoA=dFoAng;
    elseif j>nH+1
        dFoA=dFoAng*K_lyamda_r/K_C_ro_r;
    else
        dFoA=dFoAng*(1+K_lyamda_r)/(1+K_C_ro_r);
    end
    if j<nH-n_gm+1||k_izs(i,1)==0
        alfaA(1)=dFoA*2*C_A(i)/(1+dFoA*2*C_A(i));
        bettaA(1)=TET(i,1,j,k+1)/(1+dFoA*2*C_A(i));
    end
    for a=2:nA
        if j>nH-n_gm&&k_izs(i,a-1)==1&&k_izs(i,a)==0
            alfaA(a)=dFoA*C_A(i)/(1+2*dFoA*C_A(i));
            bettaA(a)=(TET(i,a,j,k+1)+TET_par_shl*dFoA*C_A(i))/(1+2*dFoA*C_A(i));
        elseif j<nH-n_gm+1||k_izs(i,a)==0&&k_izs(i,a-1)==0
            alfaA(a)=dFoA*C_A(i)/(1+(2-alfaA(a-1))*dFoA*C_A(i));
            bettaA(a)=(TET(i,a,j,k+1)+bettaA(a-1)*dFoA*C_A(i))/(1+(2-alfaA(a-1))*dFoA*C_A(i));
        end
    end
end
TET(i,nA+1,j,k+1)=(TET(i,nA+1,j,k+1)+bettaA(nA)*2*dFoA*C_A(i))/(1+(1-alfaA(nA))*2*dFoA*C_A(i));
for a=nA:-1:1
    if j>nH-n_gm&&j<nH+1&&k_izsh(i,a)==1
        TET(i,a,j,k+1)=TET_par_fe;
    elseif j>nH&&k_izsh(i,a)==1
        TET(i,a,j,k+1)=TET_par_shl;
    elseif j==nH-n_gm+1&&k_iz(i,a)==1
        TET(i,a,j,k+1)=TET_par_fe;
    elseif j>nH-n_gm+1&&k_iz(i,a)==1
        TET(i,a,j,k+1)=0;
    else
        TET(i,a,j,k+1)=alfaA(a)*TET(i,a+1,j,k+1)+bettaA(a);
    end
end
end

```

```

end
end
%A
for a=1:nA+1
    %H->R
    for j=1:nH+nH_shl+1
        if j<nH+1
            dFoR=dFoRad;
        elseif j>nH+1
            dFoR=dFoRad*K_lyamda_r/K_C_ro_r;
        else
            dFoR=dFoRad*(1+K_lyamda_r)/(1+K_C_ro_r);
        end
        k_fp_R=1/(xR(nRH(j))/lyamda_fp*log((xR(nRH(j))+def_fp)/xR(nRH(j))));
        KtfR=2*k_fp_R*xR(nRH(j)+1)*R_van/lyamda_ras;
        if j<nH-n_gm+1||k_izs(1,a)==0
            C_r(1)=4/dR^2;
            alfaR(1)=C_r(1)*dFoR/(1+C_r(1)*dFoR);
            bettaR(1)=TET(1,a,j,k+1)/(1+C_r(1)*dFoR);
        end
        for i=2:nRH(j)
            C_l(i)=2*(XR(i)-dR/2)/dR/((XR(i)+dR/2)^2-(XR(i)-dR/2)^2);
            C_r(i)=2*(XR(i)+dR/2)/dR/((XR(i)+dR/2)^2-(XR(i)-dR/2)^2);
            if j>nH-n_gm&&k_izs(i-1,a)==1&&k_izs(i,a)==0
                alfaR(i)=C_r(i)*dFoR/(1+(C_r(i)+C_l(i))*dFoR);
            bettaR(i)=(TET(i,a,j,k+1)+TET_par_shl*C_l(i)*dFoR)/(1+(C_r(i)+C_l(i))*dFoR);
            elseif j<nH-n_gm+1||k_iz(i,a)==0&&k_izs(i-1,a)==0
                alfaR(i)=C_r(i)*dFoR/(1+(C_r(i)+C_l(i))*(1-alfaR(i-1)))*dFoR);
                bettaR(i)=(TET(i,a,j,k+1)+bettaR(i-1)*C_l(i)*dFoR)/(1+(C_r(i)+C_l(i))*(1-alfaR(i-1)))*dFoR);
            end
        end
        C_l(nRH(j)+1)=2*(XR(nRH(j)+1)-dR/2)/dR;

TET(nRH(j)+1,a,j,k+1)=(TET(nRH(j)+1,a,j,k)+(bettaR(nRH(j))*C_l(nRH(j)+1)+KtfR*TET_oc)/(XR(nRH(j)+1)^2-
(XR(nRH(j)+1)-dR/2)^2)*dFoR)/(1+(KtfR+(1-alfaR(nRH(j)))*C_l(nRH(j)+1))/(XR(nRH(j)+1)^2-(XR(nRH(j)+1)-
dR/2)^2)*dFoR);
        for i=nRH(j):-1:1
            if j>nH-n_gm&&j<nH+1&&k_izsh(i,a)==1
                TET(i,a,j,k+1)=TET_par_fe;
            elseif j>nH&&k_izsh(i,a)==1
                TET(i,a,j,k+1)=TET_par_shl;
            elseif j==nH-n_gm+1&&k_iz(i,a)==1
                TET(i,a,j,k+1)=TET_par_fe;
            elseif j>nH-n_gm+1&&k_iz(i,a)==1
                TET(i,a,j,k+1)=0;
            else
                TET(i,a,j,k+1)=alfaR(i)*TET(i+1,a,j,k+1)+bettaR(i);
            end
        end
    end
end
end
% потоки
for i=1:nR+1
    for a=1:nA+1
        if k_izs(i,a)==0
            Q_psl(i,a)=E_pr*C0*((TET(i,a,nH+nH_shl+1,k+1)*(T_1-T_0)+T_0+273)/100)^4*FH(i)*k_a(a);
            Q_sum_psl(k+1)=Q_sum_psl(k+1)+Q_psl(i,a);
            Q_sum_pov_shlr(k+1)=Q_sum_pov_shlr(k+1)+Q_pov_shlr(i,a)*FH(i)*k_a(a);
        elseif k_izsh(i,a)==1
            Q_psl(i,a)=E_pr*C0*((TET(i,a,nH+nH_shl+1,k+1)*(T_1-T_0)+T_0+273)/100)^4*FH(i)*k_a(a);
            Q_sum_psl(k+1)=Q_sum_psl(k+1)+Q_psl(i,a);
        else
            Q_pm(i,a)=E_pr*C0*((TET(i,a,nH-n_gm+1,k+1)*(T_1-T_0)+T_0+273)/100)^4*FH(i)*k_a(a);

```

```

Q_sum_pm(k+1)=Q_sum_pm(k+1)+Q_pm(i,a);
Q_sum_pov(k+1)=Q_sum_pov(k+1)+Q_pov(i,a)*FH(i)*k_a(a);
Q_m(i,a)=lyamda_ras/dh*(TET(i,a,nH-n_gm+1,k+1)-TET(i,a,nH-n_gm,k+1))*(T_1-T_0)*FH(i)*k_a(a);
Q_sum_m(k+1)=Q_sum_m(k+1)+Q_m(i,a);
end
Q_pfH(i,a)=k_fp_H*(TET(i,a,1,k+1)*(T_1-T_0)+T_0-T_oc)*FH(i)*k_a(a);
Q_sum_pfH(k+1)=Q_sum_pfH(k+1)+Q_pfH(i,a);
end
for j=1:nH+nH_shl+1
  for a=2:nA+1
    if j>nH&&k_izs(i,a-1)==1&&k_izs(i,a)==0
      Q_slA(i,j)=lyamda_shl/LA(i)*(TET(i,a-1,j,k+1)-TET(i,a,j,k+1))*(T_1-T_0)*dr*dh*k_h(j-nH);
      Q_sum_slA(k+1)=Q_sum_slA(k+1)+Q_slA(i,j);
      if j==nH+1
        Q_sum_mA(k+1)=Q_sum_mA(k+1)+Q_slA(i,nH+1)/K_lyamda_r;
      end
    elseif j>nH-n_gm&&j<nH+1&&k_izs(i,a-1)==1&&k_izs(i,a)==0
      Q_sum_mA(k+1)=Q_sum_mA(k+1)+lyamda_ras/LA(i)*(TET(i,a-1,j,k+1)-TET(i,a,j,k+1))*(T_1-T_0)*dr*dh;
    end
  end
end
end
for a=1:nA+1
  for j=1:nH+nH_shl+1
    for i=2:nR
      if j>nH&&k_izs(i-1,a)==0&&k_izs(i,a)==1
        Q_slRi(a,j)=lyamda_shl/dr*(TET(i,a,j,k+1)-TET(i-1,a,j,k+1))*(T_1-T_0)*FRm(i-1)*k_a(a)*k_h(j-nH);
        Q_sum_slRi(k+1)=Q_sum_slRi(k+1)+Q_slRi(a,j);
        if j==nH+1
          Q_sum_mRi(k+1)=Q_sum_mRi(k+1)+Q_slRi(a,nH+1)/K_lyamda_r;
        end
      elseif j>nH-n_gm&&j<nH+1&&k_izs(i-1,a)==0&&k_izs(i,a)==1
        Q_sum_mRi(k+1)=Q_sum_mRi(k+1)+lyamda_ras/dr*(TET(i,a,j,k+1)-TET(i-1,a,j,k+1))*(T_1-T_0)*FRm(i-1)*k_a(a);
      elseif j>nH&&k_izs(i-1,a)==1&&k_izs(i,a)==0
        Q_slRo(a,j)=lyamda_shl/dr*(TET(i-1,a,j,k+1)-TET(i,a,j,k+1))*(T_1-T_0)*FRm(i-1)*k_a(a)*k_h(j-nH);
        Q_sum_slRo(k+1)=Q_sum_slRo(k+1)+Q_slRo(a,j);
        if j==nH+1
          Q_sum_mRo(k+1)=Q_sum_mRo(k+1)+Q_slRo(a,nH+1)/K_lyamda_r;
        end
      elseif j>nH-n_gm&&j<nH+1&&k_izs(i-1,a)==1&&k_izs(i,a)==0
        Q_sum_mRo(k+1)=Q_sum_mRo(k+1)+lyamda_ras/dr*(TET(i-1,a,j,k+1)-TET(i,a,j,k+1))*(T_1-T_0)*FRm(i-1)*k_a(a);
      end
    end
  end
  Q_pfR(a,j)=k_fp_R*(TET(nRH(j)+1,a,j,k+1)*(T_1-T_0)+T_0-T_oc)*FR(nRH(j)+1)*k_a(a);
  Q_sum_pfR(k+1)=Q_sum_pfR(k+1)+Q_pfR(a,j);
end
end
Fmz=0; Fsz=0;
for i=1:nR+1
  for a=1:nA+1
    for j=nH-n_gm-n_Vmz+1:nH+nH_shl+1
      if k_mzpl(i,a,j)==1
        Fmz=Fmz+FH(i)*k_hm(j)*k_a(a);
        TETmz(k+1)=TETmz(k+1)+TET(i,a,j,k+1)*FH(i)*k_hm(j)*k_a(a);
      elseif k_szpl2(i,a,j)==1
        Fsz=Fsz+FH(i)*k_h(j-nH)*k_a(a);
        TETsz(k+1)=TETsz(k+1)+TET(i,a,j,k+1)*FH(i)*k_h(j-nH)*k_a(a);
      end
    end
  end
end
end
end

```

```

TETmz(k+1)=TETmz(k+1)/Fmz;
TETsz(k+1)=TETsz(k+1)/Fsz;
k=k+1;
end
end %конец 3.1 Расчет температуры расплава-----
Q_pol_m=Q_sum_m+Q_sum_mA+Q_sum_mRi+Q_sum_mRo;
Q_pol_sl=Q_sum_slA+Q_sum_slRi+Q_sum_slRo;
Q_pol_v=Q_pol_m+Q_pol_sl;
kpd_dug=2*(Q_pol_v+L_okC*v_ok*k_oepm/6/(H_me_z+dh/2)*dh/2)/Q_dug*a_dug;
Q_ygar=Q_sum_pov/a_dug-Q_sum_m-Q_sum_pm-(L_okC*v_ok*k_oepm/6/(H_me_z+dh/2)*dh/2);
m_ygar=Q_ygar/((T_par_fe-T_ras)*C_ras+L_par_fe)*6;
Q_pot=Q_sum_pfH+Q_sum_pFR;
Qslp=Q_sum_psl-Q_sum_pov_shlr;
time_st=(k-1)*dt/60;
Tmz=TETmz*(T_1-T_0)+T_0;
Tsz=TETsz*(T_1-T_0)+T_0;

```

Приложение №3

Программа расчета параметров режима обезуглероживания

```

%1 Исходные данные
P_at=100000; %Па
%данные для расчета [O]р.с. (Падерин) (Падерин)-----
eCC=0.243; eOC=-0.32; eOO=-0.17; eCO=-0.421;
%металл,
c_Me=840; ro_Me=6600; %теплоемкость, Дж/(кг*°C); плотность, кг/м3
sig_Me=1.75; %Н/м
bett_O=0.0002;
ro_CO=1.2; c_CO=1200; t_CO=1580; % плотность, кг/м3; теплоемкость, Дж/(кг*°C); температура, °C, CO
%шлак
c_Sh=2500; ro_Sh=3000; %теплоемкость, Дж/(кг*°C); плотность, кг/м3
%Паспорт плавки
t_po=63; %время загрузки, мин
t_Tm_p0=[ 19, 45, 61, 65, 71, 82]; n_p_Tm=5; %время(пасп), мин. 1e(0 - начальное), далее проб; после число
проб.
Tm_p= [1580,1550,1612,1608,1666,1670]; %темпера(пасп) 1e нач температуры, далее проб
t_zsh0=[ 19, 23, 45, 61, 62, 65, 68, 69, 71]; n_zsh=8; %время, мин
Q_zok= [ 0, 5.8, 63.4,107.9,108.8,115.5,118.4,120.6,121.1]; %Мет. Ок., т
Q_ziz= [0.93375, 1.64, 6.16, 7.94, 7.98, 8.25, 8.37, 8.38, 8.38]; %Известь, т
Q_zo= [ 0, 0.26, 1.64, 1.65, 1.65, 1.65, 1.65, 1.65, 1.65]; %Окисл. Ок., т
%окатыш состав, %
C_okp =1.92; C_ok =C_okp /100;
CaO_okp =1.57; CaO_ok =CaO_okp /100;
SiO2_okp =3.75; SiO2_ok=SiO2_okp/100;
metalliz =0.936; % степень металлизации
Fe_ok_met=(1-C_ok-CaO_ok-SiO2_ok)*metalliz*56/((1-metalliz)*16+56);
Fe_ok_obs=Fe_ok_met/metalliz;
O_ok=1-C_ok-CaO_ok-SiO2_ok-Fe_ok_obs;
C_ok_reak=O_ok*12/16;
if C_ok_reak<C_ok
    C_ok_rO=C_ok_reak;
    FeO_rok=0;
    C_rok=C_ok-C_ok_rO;
else
    C_ok_rO=C_ok;
    FeO_rok=1-C_ok-CaO_ok-SiO2_ok-Fe_ok_met-C_ok_rO*72/12;
    C_rok=0;
end
CO_rok=C_ok_rO*28/12;
Fe_rok=Fe_ok_met+C_ok_rO*56/12;
%2 подготовка
%время

```

```

dt=5;      %шаг, сек
t=t_po*60;
nt=t/dt;
k=1:nt+1;
%металл и шлак
M_Me(1:nt+1)=0;
C(1:nt+1)=0;
v_C=C; v_C1=v_C; v_C2=v_C; v_C3=v_C; v_C4=v_C;
O(1:nt+1)=0; O_rMe=O; O_rSh=O;
q_vC1=v_C; q_vC2=v_C; q_vC3=v_C; q_vC4=v_C; q_vC=v_C;
q_CO=v_C; vt_vC=v_C;
v_CO_r=v_C; v_COok=v_C; v_CO=v_C;
V_CO=v_C; S_COMe=v_C; S_ShMe=v_C;
M_Sh=M_Me; perc_Sh=M_Me;
M_SiO2=M_Sh; M_CaO=M_Sh; M_FeO=M_Sh;
SiO2=M_Sh; CaO=M_Sh; FeO=M_Sh; B=M_Sh;
v_FeO(1:nt+1)=0; v_FeO1=v_FeO; v_FeO2=v_FeO; v_FeO3=v_FeO;
M_Me(1)=(8+33.8+5)*1000*0.99;
M_Sh(1)=Q_ziz(1)*1000+M_Me(1)/99;
M_SiO2(1)=0;      SiO2(1)=M_SiO2(1)/M_Sh(1)*100;
M_CaO(1)=Q_ziz(1)*1000; CaO(1)=M_CaO(1)/M_Sh(1)*100;
M_FeO(1)=M_Me(1)/99; FeO(1)=M_FeO(1)/M_Sh(1)*100;
C(1)=0.5*38.8/(38.8+8); O(1)=0;
%температура
t_Tm_p=t_Tm_p0-t_Tm_p0(1);
n_t_Tm=t_Tm_p*60/dt;
Tm(k)=0;
Tm(1)=Tm_p(1);
for i=2:n_p_Tm+1
    dT_l=(Tm_p(i)-Tm_p(i-1))/(n_t_Tm(i)-n_t_Tm(i-1));
    for j=n_t_Tm(i-1)+2:n_t_Tm(i)
        Tm(j)=Tm(j-1)+dT_l;
    end
    Tm(n_t_Tm(i)+1)=Tm_p(i);
end
%окатыши и известь
t_zsh=t_zsh0-t_zsh0(1);
n_t_zsh=t_zsh*60/dt;
v_ok(k)=0; %кг/с
v_iz(k)=0; %кг/с
v_o(k)=0; %кг/с
for i=2:n_zsh+1
    v_ok(n_t_zsh(i-1)+1:n_t_zsh(i))=(Q_zok(i)-Q_zok(i-1))*1000/(t_zsh(i)-t_zsh(i-1))/60;
    v_iz(n_t_zsh(i-1)+1:n_t_zsh(i))=(Q_ziz(i)-Q_ziz(i-1))*1000/(t_zsh(i)-t_zsh(i-1))/60;
    v_o(n_t_zsh(i-1)+1:n_t_zsh(i))=(Q_zo(i)-Q_zo(i-1))*1000/(t_zsh(i)-t_zsh(i-1))/60;
end
%коксик
t_rz = [72, 73]; %время, мин
M_rCs=[ 0,146]; n_rz=1; %, кг
M_Cs=417;
t_rz=t_rz-t_Tm_p0(1);
n_t_rz=t_rz*60/dt;
m_Cs(1:nt+1)=M_Cs/t; %кг/с
for n=1:n_rz
    m_Cs(n_t_rz(n))=m_Cs(n_t_rz(n))+M_rCs(n)/dt;
end
%кислород
Q_zO2=2849*t_po/(t_po+9); %м3/плавку
ro_O2=32/22.4; %кг/м3
a_O2=0.8;
x_O2=0.995;
I_O2=Q_zO2/t; %м3/с
i_O2(1:nt+1)=I_O2;

```

```

Q_O2(1:nt+1)=0;
for k=2:nt+1
    Q_O2(k)=Q_O2(k-1)+i_O2(k-1)*dt;
end
%ванна печи
D_van=6.5; %диаметр, м
H_van=1; %высота, м
R_van=D_van/2;
R_men=0.4; %радиус мениска, м
alfa_van=45;
R_pod=R_van-H_van/tan(alfa_van*pi/180);
V_van=pi/3*(R_van^3-R_pod^3)*tan(alfa_van*pi/180);
M_Me_van_max=V_van*ro_Me;
%3 расчет
for k=1:nt
    V_Me=M_Me(k)/ro_Me; %м3
    V_Sh=M_Sh(k)/ro_Sh; %м3
    H_Me=((3*V_Me/pi/tan(alfa_van*pi/180)+R_pod^3)^(1/3)-R_pod)*tan(alfa_van*pi/180);
    H_MeSh=((3*(V_Me+V_Sh)/pi/tan(alfa_van*pi/180)+R_pod^3)^(1/3)-R_pod)*tan(alfa_van*pi/180);
    H_Sh=H_MeSh-H_Me;
    R_z_Me=R_pod+H_Me/tan(alfa_van*pi/180);
    S_z_Me=pi*R_z_Me^2-3*pi*R_men^2;
    P_Sh=P_at+H_Sh*ro_Sh*9.81;
    P_Me=P_at+(H_Me/2*ro_Me+H_Sh*ro_Sh)*9.81;
    P_Me_n=P_at+(H_Me*ro_Me+H_Sh*ro_Sh)*9.81;
    r_pCO=(2*sig_Me/ro_Me/9.81)^0.5;
    V_pCO=4/3*pi*r_pCO^3;
    S_pCO=4*pi*r_pCO^2;
    w_pCO=(4/3*r_pCO*9.81)^0.5;
    t_Me=0.3/w_pCO;
    t_Sh=H_Sh/w_pCO;
    t_MeSh=t_Me+t_Sh;
%расчет [O]р.с. (Падерин) равновесное с углеродом металла-----
K1=10^(1160/(Tm(k)+273)+2.003);
K2=10^(8718/(Tm(k)+273)-4.762);
aO=1/K1/C(k); %aC=C(k); pCO=1;
pCO=1/(1+K2*aO);
O_p=aO; %fO=1;
e_O=1;
while e_O>0.001
    fC=10^(eCC*C(k)+eOC*O_p);
    aC=fC*C(k);
    aO=pCO/K1/aC;
    pCO=1/(1+K2*aO);
    fO=10^(eOO*O_p+eCO*C(k));
    O_f=aO/fO;
    e_O=abs(O_p-O_f)/O_f;
    O_p=O_f;
end
O_rMe(k)=O_p; %конец расчета [O]р.с. (Падерин)-----
%расчет распр. кислорода на окисление С и Fe(Падерин) -----
x_Fe=(100-C(k)-O(k))/56/((100-C(k)-O(k))/56+C(k)/12+O(k)/16);
x_C=C(k)/12/((100-C(k)-O(k))/56+C(k)/12+O(k)/16);
x_O=O(k)/16/((100-C(k)-O(k))/56+C(k)/12+O(k)/16);
x_sum_Me=x_Fe+x_C+x_O;
x_SiO2=SiO2(k)/(28+16*2)/(SiO2(k)/(28+16*2)+CaO(k)/(40+16)+FeO(k)/(56+16));
x_CaO=CaO(k)/(40+16)/(SiO2(k)/(28+16*2)+CaO(k)/(40+16)+FeO(k)/(56+16));
x_FeO=FeO(k)/(56+16)/(SiO2(k)/(28+16*2)+CaO(k)/(40+16)+FeO(k)/(56+16));
x_sum_Sh=x_SiO2+x_CaO+x_FeO;
KCO=exp((229030/(Tm(k)+273)+172.13)/8.31);
KFeO=exp((479650/(Tm(k)+273)-99.08)/8.31);
aCx=exp(2718/(Tm(k)+273)-2.013+12.8*x_C-20.3*x_O)*x_C;
aFex=x_Fe;

```



```

yFeO=exp(1000/(Tm(k)+273)*5.9*x_CaO*x_SiO2);
aFeOx=yFeO*x_FeO;
DCO=1/x_O2/aCx/aCx;
DFeO=aFeOx*aFeOx/x_O2/aFex/aFex;
nu_C=KCO/DCO/(KCO/DCO+KFeO/DFeO);
nu_Fe=KFeO/DFeO/(KCO/DCO+KFeO/DFeO); %% конец расчета-----
LO=10^(6320/(Tm(k)+273)-2.737);
O_rSh(k)=aFeOx/LO;
if k==1
    S_COMer=30*V_Me;%-----
    S_ShMer=S_z_Me+0.1*S_COMer;
else
    S_COMer=S_COMe(k-1);
    S_ShMer=S_ShMe(k-1);
end
nn=0;
e_S_COMe=1;
while e_S_COMe>0.001
    O(k)=(O_rMe(k)*(S_COMer+S_ShMer)+O_rSh(k)*S_ShMer)/(S_COMer+2*S_ShMer);
    d1_O=1+0.75*P_Me/100000/K1/C(k)/C(k)*(1+0.22*M_Sh(k)/yFeO/LO/M_Me(k));
    d2_O=1+0.75*P_Sh/100000/K1/C(k)/C(k)*(1+0.22*M_Sh(k)/yFeO/LO/M_Me(k));
    v_C1(k)=12/16*bett_O*(O(k)-O_rMe(k))*S_COMer/V_Me/d1_O;
    v_C2(k)=12/16*bett_O*(O_rSh(k)-O(k))*S_ShMer/V_Me/d2_O;
    v_C3(k)=12/16*ro_O2*a_O2*x_O2*i_O2(k)*nu_C/M_Me(k)*100;
    v_C4(k)=-v_ok(k)*C_rok/M_Me(k)*100-m_Cs(k)/M_Me(k)*100;
    v_C(k)=v_C1(k)+v_C2(k)+v_C3(k)+v_C4(k);
    v_COr(k)=(v_C1(k)+v_C2(k)+v_C3(k))/100*M_Me(k)/12*28/ro_CO;
    v_COk(k)=v_ok(k)*CO_rok/ro_CO;
    v_CO(k)=v_COr(k)+v_COk(k);
    V_CO(k)=v_CO(k)*(t_Me/2+t_Sh);
    S_COMe(k)=V_CO(k)/V_pCO*S_pCO;
    S_ShMe(k)=S_z_Me+0.1*S_COMe(k);
    e_S_COMe=abs(S_COMer-S_COMe(k))/S_COMe(k);
    S_COMer=S_COMe(k);
    nn=nn+1;
if nn>1000
    break
end
end
v_FeO1(k)=72/16*ro_O2*a_O2*x_O2*i_O2(k)*nu_Fe;
v_FeO2(k)=-72/12*(v_C1(k)+v_C2(k)+v_C3(k))/100*M_Me(k);
v_FeO3(k)=v_ok(k)*FeO_rok+v_o(k)*.9418;
v_FeO(k)=v_FeO1(k)+v_FeO2(k)+v_FeO3(k);
M_Me(k+1)=M_Me(k)+(v_ok(k)*Fe_rok-56/72*(v_FeO1(k)+v_FeO2(k))-v_C(k)/100*M_Me(k))*dt;
M_Sh(k+1)=M_Sh(k)+(v_ok(k)*(FeO_rok+CaO_ok+SiO2_ok)+v_FeO(k)+v_iz(k))*dt;
perc_Sh(k)=M_Sh(k)/(M_Me(k)+M_Sh(k))*100;
M_SiO2(k+1)=M_SiO2(k)+v_ok(k)*SiO2_ok*dt;
M_CaO(k+1)=M_CaO(k)+(v_iz(k)+v_ok(k)*CaO_ok)*dt;
M_FeO(k+1)=M_FeO(k)+v_FeO(k)*dt;
SiO2(k+1)=M_SiO2(k+1)/M_Sh(k+1)*100;
CaO(k+1)=M_CaO(k+1)/M_Sh(k+1)*100;
FeO(k+1)=M_FeO(k+1)/M_Sh(k+1)*100;
B(k+1)=CaO(k+1)/SiO2(k+1);
C(k+1)=(C(k)-v_C(k)*dt)*M_Me(k)/M_Me(k+1);
q_CO(k)=c_CO*v_CO(k)*ro_CO*t_CO;
q_vC1(k)=v_C1(k)/100*M_Me(k)/12*1000*(-117200+22600+118000);
q_vC2(k)=v_C2(k)/100*M_Me(k)/12*1000*(-98600);
q_vC3(k)=v_C3(k)/100*M_Me(k)/12*1000*(22600+118000);
q_vC4(k)=v_C4(k)/100*M_Me(k)/12*1000*(22600);
q_vC(k)=q_vC1(k)+q_vC2(k)+q_vC3(k)+q_vC4(k);
vt_vC(k)=(q_vC(k)-q_CO(k))/(M_Me(k)*c_Me+M_Sh(k)*c_Sh);
end

```

Приложение №4

Программа расчета нагрева и плавления окатыша

```
%1 Начальные условия
%1.1 окатыш
R_ok=0.005; %радиус, м
T_0_ok=25; %начальная температура, °C
T_lik_ok=1450; %температура плавления, °C
lyamda_ok=1; C_ok=750; ro_ok=3000; %коэф. теплопроводности, Вт/(м*°C); теплоемкость, Дж/(кг*°C); плотность,
кг/м3
a_ok=lyamda_ok/C_ok/ro_ok; %коэф. температуропроводности, м2/с
L_ok=272200; %удельная теплота плавления, Дж/кг
C_react=0.01;
Q_react=152670; %Дж/моль
Q_C=Q_react/12*1000; %Дж/кг
L_okC=L_ok+Q_C*C_react; %Дж/кг
g=9.81;
H_el=6.75;
ro_gas=1.25;
mu_gas=0.000037;
%1.1.1 расплав окатыша
lyamda_rok=15; C_rok=878; ro_rok=3000; %коэф. теплопроводности, Вт/(м*°C); теплоемкость, Дж/(кг*°C);
плотность, кг/м3
%1.2 шлак
T_shl=1670; %температура, °C
T_lik_shl=1400; %температура плавления, °C
lyamda_shl=3.5; C_shl=1250; ro_shl=3100; %коэф. теплопроводности, Вт/(м*°C); теплоемкость, Дж/(кг*°C);
плотность, кг/м3
L_shl=453500; %удельная теплота плавления, Дж/кг
alf_shl=6750; %коэф. теплоотдачи, Вт/(м2*°C)
%1.3 для металла
T_me=2600; %температура, °C
T_lik_me=1485; %температура плавления, °C
lyamda_me=40; C_me=687; ro_me=7250; %коэф. теплопроводности, Вт/(м*°C); теплоемкость, Дж/(кг*°C);
плотность, кг/м3
L_me=277000; %удельная теплота плавления, Дж/кг
alf_me=3000; %коэф. теплоотдачи, Вт/(м2*°C)
%1.4 дуга
H_dug=0.3; %длина дуги, м
Qtr=105000000; %мощность трансформатора, Вт
cos_tr=0.86; %коэф. мощности
Q_dug=Qtr*cos_tr/3;
D_otv=0.15; %диаметр отверстия электрода, м
q_rad=0.9*Q_dug/pi/(H_dug^2+D_otv^2);
%1.5 ориентировочное время процесса
t=60; %сек
%1.6 шаги
tmax=10; %максимальный шаг времени, сек
tn=.5; %начальный шаг времени, сек
j=1; %начальный номер шага времени
dt=1; %предварительный шаг по времени
n=1000; %число шагов по координате
dX=1/n; %безразмерный шаг координаты
%1.7 вспомогательное
e=0.001; %погрешность расчетов
i=1:3*n+1; %порядковые номера слоев
X=(i-1)*dX; %безразмерные координаты слоев
%обнуление и задание начальных матриц величин
Y(1:1)=0;
nk=0;
timet(1:1)=0; dtime=timet;
C_r(i)=0; C_l=C_r;
alfa=C_l; betta=alfa;
```

```

ext=0; ext_Y(1:1)=0; proc='0';
Vnag=0; Qsum=0;
%2 Предварительные расчеты
%2.1 Безразмерное время
dFo=a_ok*dt/R_ok^2;
dFo_max=dFo*tmax/dt;
dFo_n=dFo*tn/dt;
%2.2 коэффициенты
K_lyamda=lyamda_shl/lyamda_ok;
K_C_ro=C_shl*ro_shl/C_ok/ro_ok;
K_lyamda_r=lyamda_rok/lyamda_ok;
K_C_ro_r=C_rok*ro_rok/C_ok/ro_ok;
K_lyamda_m=lyamda_me/lyamda_ok;
K_C_ro_m=C_me*ro_me/C_ok/ro_ok;
%2.3 выбор и расчет безразмерных температур
%выбор температуры отвечающий 1
T_1=T_lik_ok;
%расчет
TET_pl_ok=(T_lik_ok-T_0_ok)/(T_1-T_0_ok);
TET_shl=(T_shl-T_0_ok)/(T_1-T_0_ok);
TET_pl_shl=(T_lik_shl-T_0_ok)/(T_1-T_0_ok);
%2.4 начальное распределение температур
TET(1:n+1,1)=0; TET(n+2:3*n+1,1)=TET_shl;
%2.5 подготовка рисунка (начальное распределение температур)
time(1:3*n+1)=0;
i=1:n+1; plot3 (X(i), time(i), TET(i,1));
title('Распределение температур')
axis ([0 1.5 0 t 0 1.25])
xlabel('Безразмерная координата, X')
ylabel('Время t, с')
zlabel('Безразмерная температура, \theta')
%3. Расчет
%Выбор-----
var_rasch=menu('Выберите вариант подачи окатышей для расчета','Подача в межэлектродное пространство','Подача
через трубчатые электроды');
%-----
if var_rasch==2
%3.0 Расчет нагрева в дуге -----
disp('0 Расчет нагрева окатыша в дуге')
V1=(2*g*H_el)^.5;
a2=(-4.5*mu_gas*V1+R_ok^2*g*(ro_ok-ro_gas))/R_ok^2/ro_ok;
t_pad_d=((V1^2+2*H_dug*a2)^.5-V1)/a2;
Qrad=q_rad*pi*R_ok^2;
Krad=Qrad/4/pi/R_ok/lyamda_ok/(T_1-T_0_ok);
%Выбор-----
var=menu('Рассчитать нагрев поверхности в дуге?','Да','Нет');
%-----
%3.0.1 расчет нагрева поверхности-----
if var==1
disp('0.1 Нагрев поверхности окатыша до температуры плавления')
e_Fo=1;
n_sh_c=0;
while e_Fo>e
dFo_c=dFo;
C_r(1)=3/dX/(dX/2);
alfa(1)=C_r(1)*dFo/(1+C_r(1)*dFo);
betta(1)=TET(1,j)/(1+C_r(1)*dFo);
for i=2:n
C_l(i)=3*(X(i)-dX/2)^2/dX/((X(i)+dX/2)^3-(X(i)-dX/2)^3);
C_r(i)=3*(X(i)+dX/2)^2/dX/((X(i)+dX/2)^3-(X(i)-dX/2)^3);
alfa(i)=C_r(i)*dFo/(1+(C_r(i)+(1-alfa(i-1))*C_l(i))*dFo);
betta(i)=(TET(i,j)+betta(i-1)*C_l(i)*dFo)/(1+(C_r(i)+(1-alfa(i-1))*C_l(i))*dFo);
end

```

```

C_l(n+1)=(X(n+1)-dX/2)^2/dX;
Vnp=(X(n+1)^3-(X(n+1)-dX/2)^3)/3;
dFo=((TET_pl_ok-TET(n+1,j))*Vnp-(alfa(n)*TET_pl_ok+beta(n)-TET_pl_ok)*C_l(n+1)*dFo)/Krad;
e_Fo=abs(dFo_c-dFo)/dFo_c;
n_sh_c=n_sh_c+1;
if n_sh_c>100
    break
end
end
TET(n+1,j+1)=TET_pl_ok;
for i=n:-1:1
    TET(i,j+1)=alfa(i)*TET(i+1,j+1)+beta(i);
end
dtime(j+1)=dFo*R_ok^2/a_ok;
timet(j+1)=timet(j)+dtime(j+1);
disp(sprintf('Нагрев, шаг по времени №\t%g\nВремя шага\tВремя\n%g\t%g',j,dtime(j+1),timet(j+1)))
time(1:3*n+1)=timet(j+1);
hold on
i=1:n+1; plot3 (X(i), time(i), TET(i,j+1));
hold off
j=j+1;
qt(j)=Q_dug*4*pi*R_ok^2*X(n+1)^2;
Qt(j)=qt(j)*dtime(j);
Qsum=Qsum+Qt(j);
j1=j;
tay1=timet(j);
disp(sprintf('Нагрев поверхности окатыша завершен.\n\tВремя периода =\t%g\tсек.',tay1))
end %конец 3.0.1 расчет нагрева поверхности-----
%Выбор-----
var=menu('Рассчитать плавления окатыша в дуге?','Да','Нет');
%-----
%3.0.2 расчет плавления окатыша в дуге-----
if var==1
disp('0.2 Плавление окатыша в дуге')
dn=-1;
n1=n;
while timet(j)<t_pad_d
    e_Fo=1;
    n_sh_c=0;
    while e_Fo>e
        dFo_c=dFo;
        dFo_sh=dFo*K_lyamda_r/K_C_ro_r;
        C_r(1)=3/dX/(dX/2);
        alfa(1)=C_r(1)*dFo/(1+C_r(1)*dFo);
        beta(1)=TET(1,j)/(1+C_r(1)*dFo);
        for i=2:n+dn
            C_l(i)=3*(X(i)-dX/2)^2/dX/((X(i)+dX/2)^3-(X(i)-dX/2)^3);
            C_r(i)=3*(X(i)+dX/2)^2/dX/((X(i)+dX/2)^3-(X(i)-dX/2)^3);
            alfa(i)=C_r(i)*dFo/(1+(C_r(i)+(1-alfa(i-1))*C_l(i))*dFo);
            beta(i)=(TET(i,j)+beta(i-1)*C_l(i)*dFo)/(1+(C_r(i)+(1-alfa(i-1))*C_l(i))*dFo);
        end
        if n1>n
            C_l(n+1)=3*(X(n+1)-dX/2)^2/dX/((X(n+1)+dX/2)^3-(X(n+1)-dX/2)^3);
            C_r(n+1)=3*(X(n+1)+dX/2)^2/dX/((X(n+1)+dX/2)^3-(X(n+1)-dX/2)^3);
            alfa(n+1)=C_r(n+1)*dFo_sh/(1+(C_r(n+1)+C_l(n+1))*dFo_sh);
            beta(n+1)=(TET(n+1,j)+TET_pl_ok*C_l(n+1)*dFo_sh)/(1+(C_r(n+1)+C_l(n+1))*dFo_sh);
            for i=n+2:n1
                C_l(i)=3*(X(i)-dX/2)^2/dX/((X(i)+dX/2)^3-(X(i)-dX/2)^3);
                C_r(i)=3*(X(i)+dX/2)^2/dX/((X(i)+dX/2)^3-(X(i)-dX/2)^3);
                alfa(i)=C_r(i)*dFo_sh/(1+(C_r(i)+(1-alfa(i-1))*C_l(i))*dFo_sh);
                beta(i)=(TET(i,j)+beta(i-1)*C_l(i)*dFo_sh)/(1+(C_r(i)+(1-alfa(i-1))*C_l(i))*dFo_sh);
            end
        end
    end
end
end

```

```

e_TET=1;
n_sh_t=0;
TETp=TET(n1+1,j);
C_l(n1+1)=(X(n1+1)-dX/2)^2/dX;
Vnp=(X(n1+1)^3-(X(n1+1)-dX/2)^3)/3;
if n1==n
TET(n1+1,j+1)=((K_lyamda_r*C_l(n1+1)*TET_pl_ok+Krad)*dFo/Vnp+TET(n1+1,j))/(1+(K_lyamda_r*C_l(n1+1))*dFo/
Vnp);
else
TET(n1+1,j+1)=((K_lyamda_r*C_l(n1+1)*beta(n1)+Krad)*dFo/Vnp+TET(n1+1,j))/(1+(K_lyamda_r*C_l(n1+1)*(1-
alfa(n1)))*dFo/Vnp);
end
if n1>n
for i=n1:-1:n+1
TET(i,j+1)=alfa(i)*TET(i+1,j+1)+beta(i);
end
end
Ko=ro_ok*L_okC/C_ok/ro_ok/(T_1-T_0_ok);
dV=(X(n+dn+1)^3-X(n+1)^3)/3;
Vnag=1*((X(n+dn+1)+dX/2)^3-(X(n+dn+1)-dX/2)^3)/3;
dFo=-(Ko*dV+(TET(n+dn+1,j)-TET_pl_ok)*Vnag+1*(alfa(n+dn)*TET_pl_ok+beta(n+dn)-
TET_pl_ok)*(X(n+dn+1)-dX/2)^2/dX*dFo)/(K_lyamda_r*(TET(n+dn+2,j+1)-TET_pl_ok)*(X(n+dn+1)+dX/2)^2/dX);
e_Fo=abs(dFo_c-dFo)/dFo_c;
disp(e_Fo)
n_sh_c=n_sh_c+1;
if n_sh_c>100
break
end
end
n=n+dn;
Y(j+1)=n*dX-1;
TET(n+1,j+1)=TET_pl_ok;
for i=n:-1:1
TET(i,j+1)=alfa(i)*TET(i+1,j+1)+beta(i);
end
dtime(j+1)=dFo*R_ok^2/a_ok;
timet(j+1)=timet(j)+dtime(j+1);
proc='Плавнение';
disp(fprintf('%s, шаг по времени №\t%g\nИзм. толщины\tВремя
шага\tВремя\t%g\t%g\t%g',proc,j,dtime(j+1),timet(j+1)))
time(1:3*n+1)=timet(j+1);
hold on
i=1:n+nk+1; plot3 (X(i), time(i), TET(i,j+1));
hold off
j=j+1;
qt(j)=lyamda_rok*(TET(n+2,j)-TET_pl_ok)*(T_1-T_0_ok)*4*pi*R_ok*(X(n+1)+dX/2)^2/dX;
Qt(j)=qt(j)*dtime(j);
Qsum=Qsum+Qt(j);
end
j2=j;
tay2=timet(j)-tay1;
disp(fprintf('Плавнение окатыша в дуге завершено.\n\tВремя периода =\t%g сек.',tay2))
end %конец 3.0.2 расчет плавления окатыша в дуге----
end %конец 3.0 Расчет нагрева в дуге -----

if var_rasch==1
%3.1 Расчет нагрева окатыша-----
disp('1 Расчет нагрева окатыша')
%Выбор-----
var=menu('Рассчитать тепловой период?','Да','Нет');
%-----
%3.1.1 расчет теплового периода-----
Q=alf_shl*(T_shl-T_lik_shl); tay1=0; dn=-1; j1=1;

```

```

if var==1
disp('1.1 Тепловой период плавления')
dn=1;
while dn~-1||nk~=0
    e_Fo=1;
    n_sh_c=0;
    while e_Fo>e
        dFo_c=dFo;
        dFo_sh=dFo*K_lyamda/K_C_ro;
        C_r(1)=3/dX/(dX/2);
        alfa(1)=C_r(1)*dFo/(1+C_r(1)*dFo);
        betta(1)=TET(1,j)/(1+C_r(1)*dFo);
        for i=2:n
            C_l(i)=3*(X(i)-dX/2)^2/dX/((X(i)+dX/2)^3-(X(i)-dX/2)^3);
            C_r(i)=3*(X(i)+dX/2)^2/dX/((X(i)+dX/2)^3-(X(i)-dX/2)^3);
            alfa(i)=C_r(i)*dFo/(1+(C_r(i)+(1-alfa(i-1))*C_l(i))*dFo);
            betta(i)=(TET(i,j)+betta(i-1)*C_l(i)*dFo)/(1+(C_r(i)+(1-alfa(i-1))*C_l(i))*dFo);
        end
        C_l(n+1)=3*(X(n+1)-dX/2)^2/dX/(K_C_ro*(X(n+1)+dX/2)^3-(X(n+1)-dX/2)^3+X(n+1)^3*(1-K_C_ro));
        C_r(n+1)=3*(X(n+1)+dX/2)^2/dX/(K_C_ro*(X(n+1)+dX/2)^3-(X(n+1)-dX/2)^3+X(n+1)^3*(1-K_C_ro));
        alfa(n+1)=K_lyamda*C_r(n+1)*dFo/(1+(K_lyamda*C_r(n+1)+(1-alfa(n))*C_l(n+1))*dFo);
        betta(n+1)=(TET(n+1,j)+betta(n)*C_l(n+1)*dFo)/(1+(K_lyamda*C_r(n+1)+(1-alfa(n))*C_l(n+1))*dFo);
        if nk>0;
            for i=n+2:n+nk+dn
                C_l(i)=3*(X(i)-dX/2)^2/dX/((X(i)+dX/2)^3-(X(i)-dX/2)^3);
                C_r(i)=3*(X(i)+dX/2)^2/dX/((X(i)+dX/2)^3-(X(i)-dX/2)^3);
                alfa(i)=C_r(i)*dFo_sh/(1+(C_r(i)+(1-alfa(i-1))*C_l(i))*dFo_sh);
                betta(i)=(TET(i,j)+betta(i-1)*C_l(i)*dFo_sh)/(1+(C_r(i)+(1-alfa(i-1))*C_l(i))*dFo_sh);
            end
        end
        Ko=ro_shl*L_shl/C_ok/ro_ok/(T_1-T_0_ok);
        Ki=Q*R_ok/lyamda_ok/(T_1-T_0_ok);
        dV=(X(n+nk+dn+1)^3-X(n+nk+1)^3)/3;
        if dn>0
            dFo=-(Ko*dV+Ki*X(n+nk+dn+1)^2*dFo)/K_lyamda/(alfa(n+nk+dn)*TET_pl_shl+betta(n+nk+dn)-
TET_pl_shl)/(X(n+nk+dn+1)-dX/2)^2*dX;
        else
            if nk==1
                Vnag=(K_C_ro*(X(n+1)+dX/2)^3-(X(n+1)-dX/2)^3+X(n+1)^3*(1-K_C_ro))/3;
                dFo=-(Ko*dV+(TET(n+nk+dn+1,j)-TET_pl_shl)*Vnag+(alfa(n+nk+dn)*TET_pl_shl+betta(n+nk+dn)-
TET_pl_shl)*(X(n+nk+dn+1)-dX/2)^2/dX*dFo)/Ki/X(n+nk+dn+1)^2;
            else
                Vnag=K_C_ro*((X(n+nk+dn+1)+dX/2)^3-(X(n+nk+dn+1)-dX/2)^3)/3;
                dFo=-(Ko*dV+(TET(n+nk+dn+1,j)-TET_pl_shl)*Vnag+K_lyamda*(alfa(n+nk+dn)*TET_pl_shl+betta(n+nk+dn)-
TET_pl_shl)*(X(n+nk+dn+1)-dX/2)^2/dX*dFo)/Ki/X(n+nk+dn+1)^2;
            end
        end
        if dFo>dFo_max
            ext=ext+1;
            ext_Y(ext)=nk*dX;
            ndn=dn*(-1);
            dn=0;
            disp(fprintf('Этап "%s" завершен.\nТолщина корочки =\t%g\t%%, экстремум №\t%g',proc,ext_Y(ext))
        end
        e_Fo=abs(dFo_c-dFo)/dFo_c;
        disp(e_Fo)
        n_sh_c=n_sh_c+1;
        if n_sh_c>100
            break
        end
    end
end
nk=nk+dn;
Y(j+1)=nk*dX;

```

```

TET(n+nk+1,j+1)=TET_pl_shl;
for i=n+nk:-1:1
    TET(i,j+1)=alfa(i)*TET(i+1,j+1)+beta(i);
end
dtime(j+1)=dFo*R_ok^2/a_ok;
timet(j+1)=timet(j)+dtime(j+1);
if dn>0; proc='Наморазживание'; else proc='Плавление'; end
disp(sprintf('%s, шаг по времени №\t%g\nИзм. толщины\tВремя
шага\tВремя\t%g\t%g\t%g',proc,j,dtime(j+1),timet(j+1)))
time(1:3*n+1)=timet(j+1);
hold on
i=1:n+nk+1; plot3 (X(i), time(i), TET(i,j+1));
hold off
if dn==0
    dn=ndn;
end
j=j+1;
qt(j)=Q*4*pi*R_ok^2*X(n+nk+1)^2;
Qt(j)=qt(j)*dtime(j);
Qsum=Qsum+Qt(j);
end
Qtd=Qsum;
jl=j;
tayl=timet(j);
disp(sprintf('Тепловой период плавления завершен.\n\tВремя периода =\t%g сек;\n\tМаксимальная толщина корочки
=\t%g\t%% от радиуса окатыша.',tayl,max(ext_Y)))
end %конец 3.1.1 расчет теплового периода-----
%Выбор-----
var=menu('Рассчитать нагрев поверхности?','Да','Нет');
%-----
%3.1.2 расчет нагрева поверхности-----
if var==1
disp('1.2 Нагрев поверхности окатыша до температуры плавления')
e_Fo=1;
n_sh_c=0;
while e_Fo>e
    dFo_c=dFo;
    C_r(1)=3/dX/(dX/2);
    alfa(1)=C_r(1)*dFo/(1+C_r(1)*dFo);
    betta(1)=TET(1,j)/(1+C_r(1)*dFo);
    for i=2:n
        C_l(i)=3*(X(i)-dX/2)^2/dX/((X(i)+dX/2)^3-(X(i)-dX/2)^3);
        C_r(i)=3*(X(i)+dX/2)^2/dX/((X(i)+dX/2)^3-(X(i)-dX/2)^3);
        alfa(i)=C_r(i)*dFo/(1+(C_r(i)+(1-alfa(i-1))*C_l(i))*dFo);
        betta(i)=(TET(i,j)+betta(i-1)*C_l(i)*dFo)/(1+(C_r(i)+(1-alfa(i-1))*C_l(i))*dFo);
    end
    C_l(n+1)=(X(n+1)-dX/2)^2/dX;
    Vnp=(X(n+1)^3-(X(n+1)-dX/2)^3)/3;
    dFo=((TET_pl_ok-TET(n+1,j))*Vnp-(alfa(n)*TET_pl_ok+betta(n)-
TET_pl_ok)*C_l(n+1)*dFo)/alf_shl/R_ok*Iyambda_ok/(TET_shl-TET_pl_ok)/X(n+1)^2;
    e_Fo=abs(dFo_c-dFo)/dFo_c;
    disp(e_Fo)
    n_sh_c=n_sh_c+1;
    if n_sh_c>100
        break
    end
end
end
TET(n+1,j+1)=TET_pl_ok;
for i=n:-1:1
    TET(i,j+1)=alfa(i)*TET(i+1,j+1)+betta(i);
end
dtime(j+1)=dFo*R_ok^2/a_ok;
timet(j+1)=timet(j)+dtime(j+1);

```

```

disp(fprintf('Нагрев, шаг по времени №\t%g\nВремя шага\tВремя\n%g\t%g',j,dtime(j+1),timet(j+1)))
time(1:3*n+1)=timet(j+1);
hold on
i=1:n+1; plot3 (X(i), time(i), TET(i,j+1));
hold off
j=j+1;
qt(j)=Q*4*pi*R_ok^2*X(n+1)^2;
Qt(j)=qt(j)*dtime(j);
Qsum=Qsum+Qt(j);
j2=j;
tay2=timet(j)-tay1;
disp(fprintf('Нагрев поверхности окатыша завершен.\n\tВремя периода =\t%g\tсек.',tay2))
end %конец 3.1.2 расчет нагрева поверхности-----
end %конец 3.1 Расчет нагрева окатыша-----
%Выбор-----
var=menu('Рассчитать плавления окатыша?', 'Да', 'Нет');
%-----
%3.2 расчет плавления окатыша-----
if var==1
disp('2 Плавление окатыша')
n3=n;
if var_rasch==1
T_ras=T_shl; alf_ras=alf_shl; K_lyamda_ras=K_lyamda; K_C_ro_ras=K_C_ro;
ro_ras=ro_shl; L_ras=L_shl;
elseif var_rasch==2
T_ras=T_me; alf_ras=alf_me; K_lyamda_ras=K_lyamda_m; K_C_ro_ras=K_C_ro_m;
ro_ras=ro_me; L_ras=L_me;
dn=1;
end
Q=alf_ras*(T_ras-T_lik_ok);
while n~=0
e_Fo=1;
n_sh_c=0;
while e_Fo>e
if n==1 && dn== -1
dFo=-(Ko*(-dX^3)+(TET(1,j)-TET_pl_ok)*(dX/2)^3)/3/Ki/(dX/2)^2;
TET(1,j+1)=TET_pl_ok;
break
end
dFo_c=dFo;
dFo_sh=dFo*K_lyamda_ras/K_C_ro_ras;
C_r(1)=3/dX/(dX/2);
alfa(1)=C_r(1)*dFo/(1+C_r(1)*dFo);
betta(1)=TET(1,j)/(1+C_r(1)*dFo);
for i=2:n3
C_l(i)=3*(X(i)-dX/2)^2/dX/((X(i)+dX/2)^3-(X(i)-dX/2)^3);
C_r(i)=3*(X(i)+dX/2)^2/dX/((X(i)+dX/2)^3-(X(i)-dX/2)^3);
alfa(i)=C_r(i)*dFo/(1+(C_r(i)+(1-alfa(i-1))*C_l(i))*dFo);
betta(i)=(TET(i,j)+betta(i-1)*C_l(i)*dFo)/(1+(C_r(i)+(1-alfa(i-1))*C_l(i))*dFo);
end
C_l(n3+1)=3*(X(n3+1)-dX/2)^2/dX/(K_C_ro_ras*(X(n3+1)+dX/2)^3-(X(n3+1)-dX/2)^3+X(n3+1)^3*(1-
K_C_ro_ras));
C_r(n3+1)=3*(X(n3+1)+dX/2)^2/dX/(K_C_ro_ras*(X(n3+1)+dX/2)^3-(X(n3+1)-dX/2)^3+X(n3+1)^3*(1-
K_C_ro_ras));
alfa(n3+1)=K_lyamda_ras*C_r(n3+1)*dFo/(1+(K_lyamda_ras*C_r(n3+1)+(1-alfa(n3))*C_l(n3+1))*dFo);
betta(n3+1)=(TET(n3+1,j)+betta(n3)*C_l(n3+1)*dFo)/(1+(K_lyamda_ras*C_r(n3+1)+(1-alfa(n3))*C_l(n3+1))*dFo);
if n>n3;
for i=n3+2:n+dn
C_l(i)=3*(X(i)-dX/2)^2/dX/((X(i)+dX/2)^3-(X(i)-dX/2)^3);
C_r(i)=3*(X(i)+dX/2)^2/dX/((X(i)+dX/2)^3-(X(i)-dX/2)^3);
alfa(i)=C_r(i)*dFo_sh/(1+(C_r(i)+(1-alfa(i-1))*C_l(i))*dFo_sh);
betta(i)=(TET(i,j)+betta(i-1)*C_l(i)*dFo_sh)/(1+(C_r(i)+(1-alfa(i-1))*C_l(i))*dFo_sh);
end

```



```

end
if n+dn>=n3
    Ko=ro_ras*L_ras/C_ok/ro_ok/(T_1-T_0_ok);
    K_Cro=K_C_ro_ras;
else
    Ko=ro_ok*L_okC/C_ok/ro_ok/(T_1-T_0_ok);
    K_Cro=1;
end
if n+dn>n3
    K_lam=K_lyamda_ras;
else
    K_lam=1;
end
Ki=Q*R_ok/lyamda_ok/(T_1-T_0_ok);
dV=(X(n+dn+1)^3-X(n+1)^3)/3;
if dn>0
    dFo=-(Ko*dV+Ki*X(n+dn+1)^2*dFo)/K_lam/(alfa(n+dn)*TET_pl_ok+beta(n+dn)-TET_pl_ok)/(X(n+dn+1)-
dX/2)^2*dX;
else
    if n+dn==n3
        Vnag=(K_Cro*(X(n+dn+1)+dX/2)^3-(X(n+dn+1)-dX/2)^3+X(n+dn+1)^3*(1-K_Cro))/3;
    else
        Vnag=K_Cro*((X(n+dn+1)+dX/2)^3-(X(n+dn+1)-dX/2)^3)/3;
    end
    dFo=-(Ko*dV+(TET(n+dn+1,j)-TET_pl_ok)*Vnag+K_lam*(alfa(n+dn)*TET_pl_ok+beta(n+dn)-
TET_pl_ok)*(X(n+dn+1)-dX/2)^2/dX*dFo)/Ki/X(n+dn+1)^2;
end
if dFo>dFo_max
    ext=ext+1;
    ext_Y(ext)=n*dX;
    ndn=dn*(-1);
    dn=0;
    disp(fprintf('Этап "%s" завершен.\nТолщина корочки =\t%g\t%g, экстремум №\t%g',proc,ext_Y,ext))
end
e_Fo=abs(dFo_c-dFo)/dFo_c;
disp(e_Fo)
n_sh_c=n_sh_c+1;
if n_sh_c>100
    break
end
end
n=n+dn;
Y(j+1)=n*dX-1;
TET(n+1,j+1)=TET_pl_ok;
for i=n:-1:1
    TET(i,j+1)=alfa(i)*TET(i+1,j+1)+beta(i);
end
dtime(j+1)=dFo*R_ok^2/a_ok;
timet(j+1)=timet(j)+dtime(j+1);
if dn>0; proc='Намораживание'; else proc='Плавление'; end
disp(fprintf('%s, шаг по времени №\t%g\nИзм. толщины\tВремя
шага\tВремя\t%g\t%g\t%g',proc,j,dtime(j+1),timet(j+1)))
time(1:3*n+1)=timet(j+1);
hold on
i=1:n+nk+1; plot3 (X(i), time(i), TET(i,j+1));
hold off
if dn==0
    dn=ndn;
end
j=j+1;
if n==1&&dn==-1
    qt(j)=Q*4*pi*R_ok^2*(dX/2)^2;
else

```

```

    qt(j)=Q*4*pi*R_ok^2*X(n+1)^2;
end
Qt(j)=qt(j)*dtime(j);
Qsum=Qsum+Qt(j);
if j>3000
    break
end
end
j3=j;
tay3=timet(j)-tay2-tay1;
disp(fprintf('Плавление окатыша завершено.\n\tВремя периода =\t%g\tсек.',tay3))
end %конец 3.2 расчет плавления окатыша-----

disp(fprintf('Расчет окончен.\nОбщее время плавления =\t%g\tсек.\nВсего шаг по времени №ш
=\t%g\n\tКорочка\tНагрев\tПлавление\nсек\t%g\t%g\t%g\n%%\t%g\t%g\t%g\n№ш\t%g\t%g\t%g',timet(j),j,tay1,tay2,tay
3,tay1/timet(j)*100,tay2/timet(j)*100,tay3/timet(j)*100,j1,j2-j1,j3-j2))
%Корректировка графиков
tg=ceil(timet(j)/5)*5;
Xg=ceil(max(Y)/.1)*.1+1;
hold on
grid
axis ([0 Xg 0 tg 0 1.25])
hold off
%Очистка после расчета
v_f=menu('Очистить?','Нет','Оставить Рабочее окно','Оставить Переменные','Да');
if v_f==4; clc; clear
elseif v_f==3; clc
elseif v_f==2; clear
end

```

Приложение №5

Программа расчета энерготехнологических параметров электроплавки ЖМО в ДСП

```

% Расчет обезуглероживания
%1 Исходные данные
P_at=100000; %Па
%данные для расчета [O]р.с. (Падерин) (Падерин)-----
eCC=0.243; eOC=-0.32;
eOO=-0.17; eCO=-0.421;
bett_O=0.0002;
sig_Me=1.75; %Н/м
ro_CO=1.2;
c_CO=1200;
t_CO=1580;
%1.1 Паспорт плавки
t_po=56; %мин
t_Tm_p0=[ -1, 26, 49, 55, 57]; n_p_Tm=3; %время(пасп) 1е(0 - начальное), далее проб. после число проб
Tm_p= [1500,1644,1625,1587,1626]; %темпера(пасп) 1е нач температуры, далее проб
t_zsh0=[ -1, 1, 8, 26, 48, 49, 51, 55]; n_zsh=7;
Q_zok= [ 0, 5.2, 11.9, 60.6,128.3,130.9,136.4,140.2]; %т
Q_ziz= [ 0, 0.66, 1.76, 5.64, 8.76, 8.86, 8.98, 8.98]; %т
Q_eel= [ 9017,11280,20280,45960,77880,79080,81600,85560]; %кВтч
kpd_D= [ 0.51, 0.45, 0.75, 0.85, 0.60, 0.60, 0.55, 0.53];
k_dCO=.50;
%время
dt=5; %сек
t=t_po*60;
nt=t/dt;
k=1:nt+1;
%металл,
ro_Me=6600; %кг/м3
c_Me=840;

```

```

M_Me(1:nt+1)=0;
C(1:nt+1)=0;
v_C=C; v_C1=v_C; v_C2=v_C; v_C3=v_C; v_C4=v_C;
O(1:nt+1)=0; O_rMe=O; O_rSh=O;
%ШЛАК
ro_Sh=3000; %кг/м3
c_Sh=2500;
M_Sh=M_Me; perc_Sh=M_Me;
M_SiO2=M_Sh; M_CaO=M_Sh; M_FeO=M_Sh;
SiO2=M_Sh; CaO=M_Sh; FeO=M_Sh; B=M_Sh;
v_FeO(1:nt+1)=0; v_FeO1=v_FeO; v_FeO2=v_FeO; v_FeO3=v_FeO;
q_vC1=v_C; q_vC2=v_C; q_vC3=v_C; q_vC4=v_C; q_vC=v_C;
q_CO=v_C; vt_vC=v_C;
v_CO_r=v_C; v_COok=v_C; v_CO=v_C;
V_CO=v_C; S_COMe=v_C; S_ShMe=v_C;
M_Me(1)=(39.8)*1000*0.99;
M_Sh(1)=M_Me(1)/99;
M_SiO2(1)=0; SiO2(1)=M_SiO2(1)/M_Sh(1)*100;
M_CaO(1)=0; CaO(1)=M_CaO(1)/M_Sh(1)*100;
M_FeO(1)=M_Me(1)/99; FeO(1)=M_FeO(1)/M_Sh(1)*100;
C(1)=0.5; O(1)=0;
q_fut(1:nt+1)=0; Q_fut(1:nt+1)=0;
Q_in(1:nt+1)=0; Q_out(1:nt+1)=0;
Q_nshme(1:nt+1)=0; Q_vC(1:nt+1)=0; Q_vCd(1:nt+1)=0;
q_izsh(1:nt+1)=0; Q_izsh(1:nt+1)=0;
q_izsh0=6; q_izshn=13.5;
%2 подготовка
%2.1 температура
t_Tm_p=t_Tm_p0-t_Tm_p0(1);
n_t_Tm=t_Tm_p*60/dt;
Tm(1:nt+1)=0;
Tm_r(1:nt+1)=0;
Tml(1:nt+1)=0; Tml(1)=1539-85*C(1);
dTm(1:nt+1)=0; dTm(1)=Tm(1)-Tml(1);
Tm(1)=Tm_p(1); Tm_r(1)=Tm(1);
for i=2:n_p_Tm+1
    dT_l=(Tm_p(i)-Tm_p(i-1))/(n_t_Tm(i)-n_t_Tm(i-1));
    for j=n_t_Tm(i-1)+2:n_t_Tm(i)
        Tm(j)=Tm(j-1)+dT_l;
    end
    Tm(n_t_Tm(i)+1)=Tm_p(i);
end
%2.2 окатыши и известь
t_zsh=t_zsh0-t_zsh0(1);
n_t_zsh=t_zsh*60/dt;
v_ok(k)=0; %кг/с
v_iz(k)=0; %кг/с
q_el(k)=0;
for i=2:n_zsh+1
    v_ok(n_t_zsh(i-1)+1:n_t_zsh(i))=(Q_zok(i)-Q_zok(i-1))*1000/(t_zsh(i)-t_zsh(i-1))/60;
    v_iz(n_t_zsh(i-1)+1:n_t_zsh(i))=(Q_ziz(i)-Q_ziz(i-1))*1000/(t_zsh(i)-t_zsh(i-1))/60;
    q_el(n_t_zsh(i-1)+1:n_t_zsh(i))=(Q_eel(i)-Q_eel(i-1))*3.6*kpd_D(i-1)/(t_zsh(i)-t_zsh(i-1))/60;
end
Q_ok(1:nt+1)=0;
Q_iz(1:nt+1)=Q_ziz(1)*1000;
Q_el(1:nt+1)=Q_eel(1)*3.6*kpd_D(1);

for k=2:nt+1
    Q_ok(k)=Q_ok(k-1)+v_ok(k-1)*dt;
    Q_iz(k)=Q_iz(k-1)+v_iz(k-1)*dt;
    Q_el(k)=Q_el(k-1)+q_el(k-1)*dt;
end
t_rz =[54];

```

```

M_rCs=[189]; n_rz=1;
c_Cs=1150;
M_Cs=0;
t_rz=t_rz-t_Tm_p0(1);
n_t_rz=t_rz*60/dt;
m_Cs(1:nt+1)=M_Cs/t; %кг/с
for n=1:n_rz
    m_Cs(n_t_rz(n))=m_Cs(n_t_rz(n))+M_rCs(n)/dt;
end
%2.3 кислород
Q_zO2=3788*t_po/(t_po+8); %м3/плавку
ro_O2=32/22.4; %кг/м3
a_O2=0.8;
x_O2=0.995;
I_O2=Q_zO2/t; %м3/с
i_O2(1:nt+1)=I_O2;
i_O2(nt+1)=0;
Q_O2(1:nt+1)=0;
for k=2:nt+1
    Q_O2(k)=Q_O2(k-1)+i_O2(k-1)*dt;
end
%2.4 окатыш
C_okp =1.87; C_ok =C_okp /100;
CaO_okp =1.56; CaO_ok =CaO_okp /100;
SiO2_okp =3.87; SiO2_ok=SiO2_okp/100;
metalliz =0.948;
Fe_ok_met=(1-C_ok-CaO_ok-SiO2_ok)*metalliz*56/((1-metalliz)*16+56);
Fe_ok_obs=Fe_ok_met/metalliz;
O_ok=1-C_ok-CaO_ok-SiO2_ok-Fe_ok_obs;
C_ok_reak=O_ok*12/16;
if C_ok_reak<C_ok
    C_ok_rO=C_ok_reak;
    FeO_rok=0;
    C_rok=C_ok-C_ok_rO;
else
    C_ok_rO=C_ok;
    FeO_rok=1-C_ok-CaO_ok-SiO2_ok-Fe_ok_met-C_ok_rO*72/12;
    C_rok=0;
end
CO_rok=C_ok_rO*28/12;
Fe_rok=Fe_ok_met+C_ok_rO*56/12;
summ_rok=Fe_rok+C_rok+FeO_rok+CaO_ok+SiO2_ok+CO_rok;
c_ok=710;
T_ok0=20;
T_okpl=1480;
L_ok=272200;
c_okr=800;
Q_dov=152670/12*1000;
L_okC=L_ok+Q_dov*C_ok_rO;
Q_evok(1:nt+1)=0;
Q_vFeO1(1:nt+1)=0;
%2.5 ванна печи
D_van=6.5; %м
H_van=1; %м
R_van=D_van/2;
alfa_van=45;
R_pod=R_van-H_van/tan(alfa_van*pi/180);
V_van=pi/3*(R_van^3-R_pod^3)*tan(alfa_van*pi/180);
M_Me_van_max=V_van*ro_Me;
%3 расчёт
for k=1:nt
    Q_eok=c_ok*(T_okpl-T_ok0)+L_okC+c_okr*(Tm(k)-T_okpl);
    q_evok(k)=Q_eok*v_ok(k)/1000000;

```

```

Q_evok(k+1)=Q_evok(k)+q_evok(k)*dt;
V_Me=M_Me(k)/ro_Me; %м3
V_Sh=M_Sh(k)/ro_Sh; %м3
H_Me=((3*V_Me/pi/tan(alfa_van*pi/180)+R_pod^3)^(1/3)-R_pod)*tan(alfa_van*pi/180);
H_MeSh=((3*(V_Me+V_Sh)/pi/tan(alfa_van*pi/180)+R_pod^3)^(1/3)-R_pod)*tan(alfa_van*pi/180);
H_Sh=H_MeSh-H_Me;
R_z_Me=R_pod+H_Me/tan(alfa_van*pi/180);
S_z_Me=pi*R_z_Me^2-3*pi*0.325^2;
q_izsh(k)=q_izsh0+(q_izshn-q_izsh0)/(R_van-R_pod)*(R_z_Me-R_pod);
Q_izsh(k+1)=Q_izsh(k)+q_izsh(k)*dt;
q_fut(k)=0.6381*H_Me+0.1226;
Q_fut(k+1)=Q_fut(k)+q_fut(k)*dt;
P_Sh=P_at+H_Sh*ro_Sh*9.81;
P_Me=P_at+(H_Me/2*ro_Me+H_Sh*ro_Sh)*9.81;
P_Me_n=P_at+(H_Me*ro_Me+H_Sh*ro_Sh)*9.81;
r_pCO=(2*sig_Me/ro_Me/9.81)^0.5;
V_pCO=4/3*pi*r_pCO^3;
S_pCO=4*pi*r_pCO^2;
w_pCO=(4/3*r_pCO*9.81)^0.5;
t_Me=0.3/w_pCO;
t_Sh=H_Sh/w_pCO;
t_MeSh=t_Me+t_Sh;
%расчет [O]р.с. (Падерин) равновесное с углеродом металла-----
K1=10^(1160/(Tm(k)+273)+2.003);
K2=10^(8718/(Tm(k)+273)-4.762);
aO=1/K1/C(k); %aC=C(k); pCO=1;
pCO=1/(1+K2*aO);
O_p=aO; %fO=1;
e_O=1;
while e_O>0.001
    fC=10^(eCC*C(k)+eOC*O_p);
    aC=fC*C(k);
    aO=pCO/K1/aC;
    pCO=1/(1+K2*aO);
    fO=10^(eOO*O_p+eCO*C(k));
    O_f=aO/fO;
    e_O=abs(O_p-O_f)/O_f;
    O_p=O_f;
end
O_rMe(k)=O_p; %конец расчета [O]р.с. (Падерин)-----
%расчет распр. кислорода на окисление С и Fe(Падерин) -----
x_Fe=(100-C(k)-O(k))/56/((100-C(k)-O(k))/56+C(k)/12+O(k)/16);
x_C=C(k)/12/((100-C(k)-O(k))/56+C(k)/12+O(k)/16);
x_O=O(k)/16/((100-C(k)-O(k))/56+C(k)/12+O(k)/16);
x_sum_Me=x_Fe+x_C+x_O;
x_SiO2=SiO2(k)/(28+16*2)/(SiO2(k)/(28+16*2)+CaO(k)/(40+16)+FeO(k)/(56+16));
x_CaO=CaO(k)/(40+16)/(SiO2(k)/(28+16*2)+CaO(k)/(40+16)+FeO(k)/(56+16));
x_FeO=FeO(k)/(56+16)/(SiO2(k)/(28+16*2)+CaO(k)/(40+16)+FeO(k)/(56+16));
x_sum_Sh=x_SiO2+x_CaO+x_FeO;
KCO=exp((229030/(Tm(k)+273)+172.13)/8.31);
KFeO=exp((479650/(Tm(k)+273)-99.08)/8.31);
aCx=exp(2718/(Tm(k)+273)-2.013+12.8*x_C-20.3*x_O)*x_C;
aFex=x_Fe;
yFeO=exp(1000/(Tm(k)+273)*5.9*x_CaO*x_SiO2);
aFeOx=yFeO*x_FeO;
DCO=1/x_O2/aCx/aCx;
DFeO=aFeOx*aFeOx/x_O2/aFex/aFex;
nu_C=KCO/DCO/(KCO/DCO+KFeO/DFeO);
nu_Fe=KFeO/DFeO/(KCO/DCO+KFeO/DFeO); %%конец расчета-----
LO=10^(6320/(Tm(k)+273)-2.737);
O_rSh(k)=aFeOx/LO;
if k==1
    S_COMer=30*V_Me;%-----

```

```

    S_ShMer=S_z_Me+0.1*S_COMer;
else
    S_COMer=S_COMe(k-1);
    S_ShMer=S_ShMe(k-1);
end
nn=0;
e_S_COMe=1; e_S_ShMe=1;
while e_S_COMe>0.001 || e_S_ShMe>0.001
    O(k)=(O_rMe(k)*(S_COMer+S_ShMer)+O_rSh(k)*S_ShMer)/(S_COMer+2*S_ShMer);
    d1_O=1+0.75*P_Me/100000/K1/C(k)/C(k)*(1+0.22*M_Sh(k)/yFeO/LO/M_Me(k));
    d2_O=1+0.75*P_Sh/100000/K1/C(k)/C(k)*(1+0.22*M_Sh(k)/yFeO/LO/M_Me(k));
    v_C1(k)=12/16*bett_O*(O(k)-O_rMe(k))*S_COMer/V_Me/d1_O; v_C2(k)=12/16*bett_O*(O_rSh(k)-
    O(k))*S_ShMer/V_Me/d2_O; v_C3(k)=12/16*ro_O2*a_O2*x_O2*i_O2(k)*nu_C/M_Me(k)*100;
    v_C4(k)=-v_ok(k)*C_rok/M_Me(k)*100-m_Cs(k)/M_Me(k)*100; v_C(k)=v_C1(k)+v_C2(k)+v_C3(k)+v_C4(k);
    v_COr(k)=(v_C1(k)+v_C2(k)+v_C3(k))/100*M_Me(k)/12*28/ro_CO; v_COk(k)=v_ok(k)*CO_rok/ro_CO;
    v_CO(k)=v_COr(k)+v_COk(k);
    V_CO(k)=v_CO(k)*(t_Me/2+t_Sh);
    S_COMe(k)=V_CO(k)/V_pCO*S_pCO; S_ShMe(k)=S_z_Me+0.1*S_COMe(k);
    e_S_ShMe=abs(S_ShMer-S_ShMe(k))/S_ShMe(k);
    S_COMer=S_COMe(k); S_ShMer=S_ShMe(k);
    nn=nn+1;
    if nn>1000
        break
    end
end
v_FeO1(k)=72/16*ro_O2*a_O2*x_O2*i_O2(k)*nu_Fe; v_FeO2(k)=-72/12*(v_C1(k)+v_C2(k)+v_C3(k))/100*M_Me(k);
v_FeO3(k)=v_ok(k)*FeO_rok; v_FeO(k)=v_FeO1(k)+v_FeO2(k)+v_FeO3(k);
q_vFeO1(k)=v_FeO1(k)/72*238000/1000;
Q_vFeO1(k+1)=Q_vFeO1(k)+q_vFeO1(k)*dt;
M_Me(k+1)=M_Me(k)+(v_ok(k)*Fe_rok-56/72*(v_FeO1(k)+v_FeO2(k))-v_C(k)/100*M_Me(k))*dt;
M_Sh(k+1)=M_Sh(k)+(v_ok(k)*(FeO_rok+CaO_ok+SiO2_ok)+v_FeO(k)+v_iz(k))*dt;
perc_Sh(k)=M_Sh(k)/(M_Me(k)+M_Sh(k))*100;
M_SiO2(k+1)=M_SiO2(k)+v_ok(k)*SiO2_ok*dt;
M_CaO(k+1)=M_CaO(k)+(v_iz(k)+v_ok(k)*CaO_ok)*dt;
M_FeO(k+1)=M_FeO(k)+v_FeO(k)*dt;
proverka_M_Sh=M_Sh(k+1)-M_SiO2(k+1)-M_CaO(k+1)-M_FeO(k+1);
SiO2(k+1)=M_SiO2(k+1)/M_Sh(k+1)*100;
CaO(k+1)=M_CaO(k+1)/M_Sh(k+1)*100;
FeO(k+1)=M_FeO(k+1)/M_Sh(k+1)*100;
B(k+1)=CaO(k+1)/SiO2(k+1);
C(k+1)=(C(k)-v_C(k)*dt)*M_Me(k)/M_Me(k+1);
Tml(k+1)=1539-85*C(k+1);
dTm(k+1)=Tm(k+1)-Tml(k+1);
q_CO(k)=c_CO*v_CO(k)*ro_CO*t_CO/1000000;
q_vC1(k)=v_C1(k)/100*M_Me(k)/12*1000*(-117200+22600+118000);
q_vC2(k)=v_C2(k)/100*M_Me(k)/12*1000*(-98600);
q_vC3(k)=v_C3(k)/100*M_Me(k)/12*1000*(22600+118000);
q_vC4(k)=v_C4(k)/100*M_Me(k)/12*1000*(22600);
q_vC(k)=(q_vC1(k)+q_vC2(k)+q_vC3(k)+q_vC4(k))/1000000;
Q_vC(k+1)=Q_vC(k)+q_vC(k)*dt;
q_vCd(k)=k_dCO*v_CO(k)/28*67500*4.1868/1000;
Q_vCd(k+1)=Q_vCd(k)+q_vCd(k)*dt;
q_Cs(k)=m_Cs(k)*(c_Cs*(Tm(k)-20)+1000/12*(22600))/1000000;
vt_vC(k)=(q_vC(k)-q_CO(k))*1000000/(M_Me(k)*c_Me+M_Sh(k)*c_Sh);
q_in(k)=q_el(k)+q_vC(k)+q_vCd(k)+q_vFeO1(k);
Q_in(k+1)=Q_in(k)+q_in(k)*dt;
q_out(k)=q_evok(k)+q_CO(k)+q_fut(k)+q_izsh(k)+q_Cs(k);
Q_out(k+1)=Q_out(k)+q_out(k)*dt;
q_nm(k)=q_in(k)-q_out(k);
Q_nshme(k+1)=c_Me*M_Me(k+1)+c_Sh*M_Sh(k+1);
vt(k)=q_nm(k)/Q_nshme(k+1)*1000000;
Tm_r(k+1)=Tm_r(k)+vt(k)*dt;
end

```


Заключение

о научно-исследовательской работе «Исследование процессов нагрева и плавления окатышей в ванне дуговой печи с целью повышения энергоэффективности электроплавки стали»

Для современного развития электросталеплавильного производства с применением технологии переплавки железорудных металлизированных окатышей (ЖМО) в дуговых печах важным остаются проблемы достижения высоких технико-экономических показателей, повышения качества металлопродукции и снижения энергоемкости производства.

Выполненная НИР на кафедре ММ СТИ (ф) НИТУ «МИСиС» под руководством проф., д.т.н. Меркера Э.Э. с участием аспиранта Черменёва Е.А., на наш взгляд, отвечает перспективным направлениям производства электростали в дуговых печах с применением непрерывной загрузки ЖМО в ванну агрегата по технологической цепочке подачи сырья в подэлектродное пространство, где окатыши последовательно нагреваются в объеме электрических дуг и затем расплавляются в шлако-металлическом расплаве.

Предложенная технология электроплавки ЖМО в ванне дуговой печи имеет определенные отличия от типовой технологии электроплавки стали. В работе предложены математические модели, алгоритмы и программы расчета основных показателей электроплавки ЖМО, что позволяет осуществлять процессы плавки стали в дуговой печи с обеспечением повышенных технико-экономических и энерго-технологических показателей производства.

В работе предложена новая конструкция системы подачи ЖМО в ванну дуговой печи через полые (трубчатые) электроды, причем система позволяет, к тому же, совместно с потоком окатышей через электроды осуществлять подачу и других сыпучих материалов (известь, углеродистый порошок и др.), а также инертные газы (аргон, азот и др.) или природный газ.

Работа обладает существенной научно-технической новизной, имеет теоретическое и практическое значение в области электросталеплавильного производства.

Начальник ТТЛ
ОАО «ОЭМК»



Попов С.В.

Ведущий инженер, руководитель группы
в лаборатории ОиМ ТУ ОАО «ОЭМК»
доцент, к.т.н.



Шевченко А.А.