

Федеральное государственное автономное образовательное учреждение
высшего образования «Уральский федеральный университет имени первого

Президента России Б.Н. Ельцина»

Институт новых материалов и технологий

Кафедра «Металлургия железа и сплавов»

На правах рукописи



Метелкин Анатолий Алексеевич

**РАЗВИТИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ОСНОВ КОМПЛЕКСНОЙ
КОВШЕВОЙ ОБРАБОТКИ РАСПЛАВА ПОСЛЕ ВЫПУСКА
ИЗ СТАЛЕПЛАВИЛЬНОГО АГРЕГАТА**

Специальность 2.6.2 – Metallургия черных, цветных и редких металлов

Диссертация на соискание ученой степени

доктора технических наук

Научный консультант

доктор технических наук, профессор

Шешуков Олег Юрьевич

Екатеринбург – 2024

ОГЛАВЛЕНИЕ

	Стр.
Список сокращений	4
ВВЕДЕНИЕ.....	5
1 ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ОСНОВЫ КОВШЕВОЙ ОБРАБОТКИ СТАЛИ	13
1.1. Организация температурного режима обработки в АКOC	14
1.2. Раскисление стали	17
1.3. Неметаллические включения, микролегирование, модифицирование, инокулирование	25
1.4. Десульфурация стали	41
1.5. Перемешивание расплава в сталеразливочном ковше.....	50
1.6. Вакуумирование расплава в АКOC	53
1.7. Выводы и постановка задач исследований	62
2 ОПРЕДЕЛЕНИЕ РАЦИОНАЛЬНОГО СОСТАВА ШЛАКА, ОБЛАДАЮЩЕГО МАКСИМАЛЬНЫМИ ДЕСУЛЬФУРИРУЮЩИМИ СВОЙСТВАМИ.....	63
2.1. Баланс серы по этапам металлургического производства.....	63
2.2. Распределение серы между металлом и шлаком.....	68
2.3. Теоретический расчет рационального состава шлака	101
2.4. Определение состава шлака, наводимого в агрегате «ковш-печь», обладающего низкой агрессивностью к магнезиальной футеровке металлургических агрегатов.....	112
2.6. Промышленные испытания по рациональному наведению шлаков в АКП.....	124
2.7. Выводы к главе 2	130
3 УДАЛЕНИЕ ПРИМЕСЕЙ ИЗ РАСПЛАВЛЕННОГО МЕТАЛЛА ПРИ ПОНИЖЕННОМ ДАВЛЕНИИ	133
3.1. Теоретические положения удаления примесей из расплавленного металла при пониженном давлении	133
3.2. Определение основных механизмов удаления газов в циркуляционном вакууматоре.	148
3.3. Выводы к главе 3	161
4 ОПРЕДЕЛЕНИЕ РАЦИОНАЛЬНЫХ КОНСТРУКЦИОННЫХ И ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ЦИРКУЛЯЦИОННОГО ВАКУУМАТОРА.....	162
4.1. Создание физической модели и определение взаимосвязи между технологическими параметрами подачи нейтрального газа, массопереносом металла и диаметром впускного патрубка вакуум-камеры.....	162

4.2. Определение технологических параметров установки циркуляционного вакуумирования стали для обработки металла в 160-тонных сталеразливочных ковшах.....	172
4.3. Определение рациональных технологических и конструкционных параметров вакуум-камеры циркуляционного вакууматора различной емкости.....	180
4.4. Выводы к главе 4.....	194
5 ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОСНОВНЫХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ПРИ ЦИРКУЛЯЦИОННОМ ВАКУУМИРОВАНИИ ДЛЯ ПОЛУЧЕНИЯ УЛЬТРАНИЗКОГО СОДЕРЖАНИЯ УГЛЕРОДА В СТАЛИ.....	195
5.1. Определение основных технологических параметров 320-тонного циркуляционного вакууматора для получения ультранизкого содержания углерода в стали.....	196
5.2. Определение основных технологических параметров 160-тонного циркуляционного вакууматора для получения ультранизкого содержания углерода в стали.....	206
5.3. Промышленные испытания удаления углерода из расплава в 160-тонном циркуляционном вакууматоре.....	220
ЗАКЛЮЧЕНИЕ.....	229
СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ.....	235
Приложение А.....	274
Приложение Б.....	281
Приложение В.....	284
Приложение Г.....	294
Приложение Д.....	296
Приложение Е.....	304
Приложение Ж.....	312
Приложение З.....	317
Приложение И.....	323
Приложение К.....	324

Список сокращений

КОС – ковшевая обработка стали;

АКП – агрегат «ковш-печь»;

АКОС – агрегаты ковшевой обработки стали;

НВ – неметаллические включения;

ПСТ – постоянная составляющая тока;

АЦП – аналог цифрового преобразователя;

ПСНД – постоянная составляющая напряжения дуги;

СК – сталеразливочный ковш;

КАНВ – коррозионно-активные неметаллические включения;

РЗМ – редкоземельные металлы;

ЩЗМ – щелочноземельные металлы;

ТШС - твердая шлакообразующая смесь.

ВВЕДЕНИЕ

Актуальность и степень разработанности темы исследования

В настоящее время металлургические предприятия заинтересованы в выпуске высокотехнологичной продукции с минимальными удельными затратами при максимальной производительности металлургических агрегатов.

Для обеспечения максимальной производительности сталеплавильных агрегатов было проведено разделение рафинировочных процессов. Окислительное рафинирование проводят в сталеплавильном агрегате, например, в кислородном конвертере или дуговой сталеплавильной печи, а дополнительное – в сталеразливочном ковше на участке внепечной или ковшевой обработки стали.

На обоих этапах при получении расплава с заданным химическим составом стремятся снизить удельные затраты.

В процессе окислительного рафинирования стремятся получить заданный химический состав в основном по таким элементам, как углерод и фосфор. Попутные элементы удаляются в зависимости от сродства к кислороду или по известным закономерностям (кремний удаляется до следов, а марганец на 70–80 % от первоначального содержания в шихте). Достаточно известное поведение примесей, удаляемых в сталеплавильной ванне, дает возможность спрогнозировать их остаточное содержание в расплаве после окончания окислительного рафинирования.

Совсем по-другому обстоят вопросы по удалению примесей на участке ковшевой обработки стали (КОС), т.к. многие задачи остаются не решенными.

На металлургических предприятиях удаление таких элементов, как сера, водород и углерод (при процессе декарбонизации в циркуляционном вакууматоре) происходит до минимальных значений и является не управляемым параметром технологии выплавки стали, что приводит к снижению стойкости футеровки металлургических агрегатов и увеличению затрачиваемых ресурсов на технологические операции.

Дополнительно, необходимо учитывать, что удаление серы и газов происходит в разных металлургических агрегатах: сера удаляется в агрегате «ковш-печь» (АКП) путем перевода ее в шлак, а газы удаляются в вакууматорах ковшевого или циркуляционного типа.

Одним из показателей десульфуризирующих свойств шлака является сульфидная емкость, которая определяется с помощью оптической основности (Λ). В работах J.A. Daffy, M.D. Ingram было определено, что оптическая основность связана с электроотрицательностью по Л. Поулингу и данный показатель возможно определить для любых непереходных металлов. Для переходных металлов оптическая основность была измерена экспериментально учеными D.J. Sosinsky и I.D. Sommerville с учетом известных значений сульфидных емкостей шлаков и является постоянной. В настоящее время определено, что Al_2O_3 может менять свои химические характеристики и, в зависимости от состава шлака, проявлять, как основные, так и кислотные свойства, что не учитывается при расчете оптической основности и определении десульфуризирующих характеристик шлаков, поэтому необходимо изучить вопрос по расчету C_s с учетом изменяющихся свойств Al_2O_3 . При определении рационального состава шлака, формируемого в сталеразливочном ковше, необходим комплексный подход, направленный не только на определение состава шлака, обладающего наилучшими десульфуризирующими свойствами, но и минимальным агрессивным воздействием на футеровку агрегатов АКЭС.

Циркуляционный вакууматор является важным металлургическим агрегатом в технологической цепочке обработки стали в АКЭС. Основной задачей данного агрегата является комплексная обработка металлического расплава, как вакуумом, так и инертным газом, с целью получения требуемого содержания водорода (менее 2,0 ppm) и, в некоторых случаях, ультранизкого содержания углерода (менее 0,002 %). Изучение вопросов по удалению данных элементов посвящены работы ведущих ученых-металлургов: Г. Кнюппель, Г.Н. Еланский, Д.Я. Поволоцкий, В.А. Кудрин, А.Ф. Вишкарев, А.М. Бигеев, В.А. Бигеев, А.И. Зайцев, А.Е. Семин и др. В основном изучение технологических процессов циркуляцион-

ного вакуумирования связано с описанием удаления примесей, через уравнение общего массопереноса расплава. Однако, из литературных источников известно, что существуют несколько механизмов удаления газов в циркуляционном вакууматоре, зависящих, как от конструкции вакуум-камеры, так и от технологических параметров вакуумирования стали. Соответственно, необходим комплексный подход, заключающийся в определении основного механизма дегазации, оценке влияния конструкции вакуум-камеры на данный механизм и подборе рациональных технологических параметров установки циркуляционного вакуумирования.

Таким образом, необходимо изучить вопросы удаления примесей на участке КОС с рациональными технологическими параметрами, обеспечивающими необходимый химический состав расплава при пониженном расходе материальных ресурсов.

Цель представленной работы – развитие технологических основ комплексной обработки расплава для достижения необходимого состава стали с рациональными технологическими параметрами на ее производство.

Задачи исследования:

- исследовать десульфурierende свойства шлаков с целью достижения рациональных расходов шлакообразующих материалов при формировании шлака в АКП;
- изучить влияние шлака, формируемого в сталеразливочном ковше, на износ футеровки агрегатов КОС;
- исследовать механизмы удаления водорода и углерода из расплава при пониженном давлении в циркуляционном вакууматоре с целью достижения их минимального содержания в расплаве и определения рациональных технологических параметров обработки стали в данном агрегате.

Научная новизна работы

1. Разработана методика оценки сульфидной емкости шлака, учитывающая взаимосвязь температуры и введенного параметра показателя основности в многокомпонентной системе $\text{CaO-SiO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3\text{-MgO-(FeO+MnO < 1,5)}$, а также влияние

оксидов, проявляющих основные, кислотные свойства и амфотерного оксида Al_2O_3 .

2. На основе известного подхода создана методика оценки границы перехода шлака из гетерогенного в гомогенное состояние для оксидных систем, формируемых в АКП, при разных температурах с учетом насыщения по CaO и MgO .

3. Разработан новый подход к оценке влияния Al_2O_3 на десульфурierende свойства шлаков, формируемых в АКП, в зависимости от расхода и соотношения различных раскислителей:

- оценено влияние оксида алюминия на сульфидную емкость шлака в зависимости от состава и типа шлака (гомогенный или гетерогенный);
- с позиции ионной теории шлаков показано, что в гомогенных шлаках коэффициент взаимодействия оксида алюминия выше, чем в гетерогенных;
- показано, что при повышении Al_2O_3 в шлаках, формируемых в АКП, данный оксид начинает проявлять кислотные свойства.

4. Установлена зависимость состава шлака, обладающего максимальной сульфидной емкостью и менее агрессивного по отношению к футеровке агрегата, позволяющая точно прогнозировать остаточное содержание серы в металле после обработки в агрегатах ковшевой обработки стали от количества шлакообразующих материалов, для групп марок сталей без использования CaF_2 .

5. На основе анализа механизмов дегазации металлических расплавов разработана методика подбора рациональных технологических параметров процесса вакуумирования и конструкций вакуум-камер.

6. Предложены основные механизмы удаления водорода и углерода (через образование газообразных продуктов раскисления) в циркуляционном вакууматоре – из глубины расплава в вакуум-камере и в пузырьки нейтрального газа, подаваемого во впускной патрубок. Впервые определено, что в циркуляционном вакууматоре основным параметром, определяющим удаление водорода и углерода (при его содержании менее 0,003–0,006 %) является площадь контакта пузырьков нейтрального газа ($S_{пуз}$), подаваемого во впускной патрубок, с расплавом металла.

Теоретическая и практическая значимость исследования:

1. Определён состав шлака, обладающего рациональными рафинировочными свойствами: $\text{CaO} - 53,0 \pm 0,5 \%$; $\text{Al}_2\text{O}_3 - 20,0 \pm 0,5 \%$; $\text{SiO}_2 - 18,0 \pm 0,5 \%$; $\text{MgO} - 8,0 \pm 0,5 \%$; $(\text{FeO} + \text{MnO}) < 1,5 \%$. Формирование шлака с рекомендованным химическим составом позволило снизить расход шлакообразующих материалов, для групп марок сталей без использования CaF_2 , отдаваемых в сталеразливочный ковш. В период проведения испытаний (август–октябрь 2022 г.) в конвертерном цехе АО ЕВРАЗ НТМК расход шлакообразующих материалов был снижен на 7,5 % (с 8,0 до 7,4 кг/т стали) и улучшена степень десульфурации на 14 % по сравнению с серийными плавками («Акт промышленного внедрения по определению рационального состава шлаков и снижению расхода шлакообразующих материалов» от 28 декабря 2022 г). Стойкость футеровки агрегатов АКОС осталась без изменений.

2. Определены технологические и конструкционные параметры реальных металлургических агрегатов для обработки расплава вакуумом в зависимости от емкостей сталеразливочных ковшей 140–180 и 300–370 т.

3. Впервые определены технологические параметры обработки стали в циркуляционных вакууматорах различной емкости, обеспечивающих максимальное значение ($S_{\text{пуз}}$), за счет рациональных значений скорости циркуляции расплава (G), количества подаваемого газа (Q) и внутреннего диаметра впускного патрубка (D_U).

4. На основании предложенной методики разработаны рекомендации для определения рациональных расходов транспортирующего, нейтрального газа в зависимости от конструкции впускного патрубка – одного из элементов вакуум-камеры, позволяющие достигать содержание углерода в металле после вакуумирования менее 0,002 %.

5. Показано, что износ футеровки вакуум-камеры влияет на технологические параметры вакуумирования стали. При износе внутренней футеровки впуск-

ного патрубка изменяется его внутренний диаметр, что приводит к изменению параметра ($S_{\text{пуз}}$) и, соответственно, технологии вакуумирования.

6. Разработана рациональная конструкция впускного патрубка – одного из элементов вакуум-камеры. Опытные вакуум-камеры с рекомендованными размерами футеровки показали повышение средней стойкости футеровки на 27 % с 116,09 до 147,57 плавов («Акт промышленного внедрения рациональной конструкции рабочей футеровки впускного патрубка 160-тонного циркуляционного вакууматора» от 28 декабря 2022 г.)

Методология и методы исследования. Для решения поставленных задач была использована совокупность методов, включающая определение технологических параметров шлаков (вязкость, наличие нерастворенных оксидов CaO и MgO) с помощью полимерной модели, определяющей структуру оксидного расплава, термодинамическое моделирование шпинелеобразования в системе «оксидный расплав - огнеупорное изделие». Также были применены специальные компьютерные программы, рентгенофазовый анализ, вычислительные системы и методы математической статистики.

Достоверность полученных результатов подтверждается:

1. Использованием современных сертифицированных физико-химических методик исследования и методов анализа, непротиворечивостью полученных результатов и выводов, сходимостью теоретических и экспериментальных результатов, подтверждённых испытаниями в лаборатории, применением методов математической статистики для систематизации экспериментальных данных.

2. Стабильностью экспериментальных данных о повышении технико-экономических показателей при формировании шлака в агрегате «ковш-печь». Предложенная технология прошла промышленное опробование и внедрена в конвертерном цехе АО ЕВРАЗ НТМК.

3. Получением требуемого содержания углерода при обработке расплава в циркуляционном вакууматоре. Технология прошла промышленное опробование в конвертерном цехе АО ЕВРАЗ НТМК.

4. Повышением времени эксплуатации циркуляционного вакууматора. Разработанная конструкция металлургического агрегата внедрена в конвертерном цехе АО ЕВРАЗ НТМК. Результаты подтверждаются утвержденными актами промышленного внедрения и актом промышленных испытаний.

Положения, выносимые на защиту:

1. Результаты теоретических и экспериментальных исследований по обоснованию рационального состава гомогенного шлака, обладающего наилучшими десульфурующими свойствами и минимальным агрессивным воздействием на футеровку АКОС.

2. Анализ условий перехода шлака из гомогенного в гетерогенное состояние, проведенный на основании расчета по полимерной модели (ПМ) в многокомпонентной системе $\text{CaO-SiO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3\text{-MgO-(FeO + MnO < 1,5)}$.

3. Введение и обоснование применения параметра показателя основности в многокомпонентной системе $\text{CaO-SiO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3\text{-MgO-(FeO+MnO < 1,5)}$, определение сульфидной емкости на его основе, учитывающего влияние оксидов, проявляющих основные, кислотные свойства, а также влияние амфотерного оксида Al_2O_3 .

4. Механизмы удаления водорода и углерода (через образование газообразных продуктов раскисления) в циркуляционном вакууматоре, а именно из глубины расплава в вакуум-камере и в пузырьки нейтрального газа, подаваемого во впускной патрубок.

5. Результаты исследований по определению зависимости между площадью контакта $S_{\text{пуз}}$, скоростью циркуляции расплава (G), количеством подаваемого газа (Q) и внутреннего диаметра впускного патрубка (D_U).

6. Апробация полученных теоретических результатов на промышленных предприятиях и внедрение в технологическую цепочку производства стали на участке КОС.

Апробация результатов. Международные научные конференции «Физико-химические основы металлургических процессов» имени академика А.М. Самарина (25-28 ноября 2019 г., ИМЕТ РАН им. А.А. Байкова, Москва, 10–

14 октября 2022 г., Выкса); XV, XVI и XVII Международные конгрессы сталеплавильщиков (15-19 октября 2018 г., Тула; 24-27 мая 2021 г., Екатеринбург; 4-7 апреля 2023 г., Магнитогорск); Международная конференция «Чистая сталь: от руды до проката», Москва, 24-25 ноября 2020 г.

Личный вклад автора. Достигнутые результаты самостоятельно получены соискателем. В рамках описания проблемы, постановке целей и задач, а также при планировании, оценке и обобщении результатов теоретических и эмпирических исследований соискателю была отведена основная роль. Соискатель сформулировал, обосновал и реализовал положения комплексного подхода к ковшевой обработке расплава, подтверждающего научную новизну диссертации. Подготовил научные публикации и патенты.

Публикации. По материалам диссертации опубликовано 30 статей, из них 16 работ, опубликованных в рецензируемых научных изданиях, рекомендованных ВАК РФ и Аттестационным советом УрФУ, в том числе 14 в журналах, индексируемых в международной базе Scopus, получено 2 патента РФ на изобретение.

Структура и объем работы. Диссертация состоит из введения, пяти глав, заключения, списка литературы из 379 отечественных и зарубежных источников, 10 приложений. Материалы диссертации изложены на 330 страницах машинописного текста, содержат 70 рисунков и 39 таблиц.

1 ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ОСНОВЫ КОВШЕВОЙ ОБРАБОТКИ СТАЛИ

Конечная цель обработки расплава на агрегате «ковш-печь» (АКП) и агрегатах ковшевой обработки стали (АКОС) сводится к получению жидкой стали с заданным химическим составом (марки) и температурой с минимальными трудовыми, топливно-энергетическими и материально-сырьевыми затратами [1].

Первоочередной задачей является получение заданной температуры, т.к. необходимо получить температуру металла, требуемую для успешной разливки стали на машинах непрерывного литья заготовок (МНЛЗ). Однако наиболее сложной и основополагающей задачей является получение заданного химического состава металла с требуемыми свойствами, определяющимися наличием различных легирующих элементов, неметаллических включений (НВ) и других составляющих.

Технология ковшевой металлургии предусматривает следующие операции [2, 3]:

- нагрев металла посредством подачи электроэнергии через графитовые электроды или с применением экзотермической реакции взаимодействия алюминия и кислорода;
- добавка раскисляющих/легирующих элементов, сохранение допустимых отклонений концентраций и модифицирование получаемых продуктов раскисления;
- подача твердых, тонкоизмельченных материалов для микролегирования и инокулирования;
- перемешивание инертным газом для гомогенизации расплава, содержащегося в сталеразливочном ковше;
- наведение рафинировочного шлака с целью удаления серы и поглощения НВ;
- вакуумная обработка расплава для удаления водорода, азота и углерода.

Целесообразно изучить существующее положение по каждому из направлений.

1.1. Организация температурного режима обработки в АКОС

Для обеспечения конечной температуры стали в сталеразливочном ковше необходимо учитывать многочисленные факторы. Например, в исследовании [4] указывается, что существует взаимосвязь между толщиной шлака и расходом электроэнергии. При увеличении толщины шлака увеличивается и расход электроэнергии. С другой стороны, значительная толщина шлака снижает теплопотери с зеркала металла [4, 5]. Установлена рациональная толщина шлака в интервале 15–25 см.

В работе [6] была проведена оценка передачи тепла газу, который участвует в инъекционной подаче порошков в сталеразливочный ковш с расплавом. Показано, что наибольшее количество теплоты, передаваемой от стенки продувочной фурмы транспортирующему газу, будет при использовании более легкого газа. Концентрация порошка и его плотность не оказывают значительных теплопотерь.

В работах [7–14] представлены модели прогнозирования температуры металла в сталеразливочном ковше в зависимости от технологических параметров обработки стали, при этом точность прогнозирования может достигать от ± 5 до ± 2 град. в зависимости от применяемых методик.

Снизить теплопотери металла возможно за счет изменения формы сталеразливочного ковша. Известно, что основные теплопотери в сталеразливочном ковше происходят через шлак [15], поэтому авторы литературного источника [16] предлагают уменьшить верхний диаметр сталеразливочного ковша за счет применения специальной конструкции, обеспечивающей сужение верхней части металлургического агрегата. Однако при внедрении данного решения необходимо учесть возможность обработки в АКОС, обеспечив достаточное пространство для опускания электродов во время нагрева плавки и погружных патрубков циркуляционного вакууматора. В работе авторов [17] исследованы теплопотери в сталеразливочных ковшах различной емкости. Доказано, что в сталеразливочных ковшах малой емкости теплопотери более существенны, чем в агрегатах, обладающих повышенной емкостью, поэтому для предотвращения существенного снижения тем-

пературы необходимо применять теплоизолирующие смеси в сталеразливочном ковше и в промежуточном ковше МНЛЗ.

Во время электродугового нагрева металла на АКОС в сталеразливочном ковше происходит перепад температур по высоте металла, т.е. верхние слои стали имеют более высокую температуру. Для усреднения температуры металла в сталеразливочном ковше необходимо осуществлять продувку нейтральным газом для перемешивания стали. В работе [18] было показано, что перепад температуры не зависит от продолжительности нагрева, а определяется интенсивностью продувки через донные продувочные фурмы и их количеством.

Авторами исследований [19, 20] было изучено влияние нагрева металла на повышение окисленности шлака в зависимости от его толщины. Показано, что при превышении длины дуги нагрева толщины шлака происходит насыщение шлака и металла кислородом, что недопустимо для выплавки качественной стали, т.к. кислород, растворенный в стали, способствует образованию НВ.

В работе [21] показано, что при скорости нагрева металла 4,21 град./мин в сталеразливочных ковшах объемом 110 т и расходе инертного газа через продувочную фурму 4 м³/ч достигается максимальная доля полезной электроэнергии, используемой для нагрева металла.

В работе [22] предложен тепловой расчет, учитывающий снижение температуры металла в сталеразливочном ковше при продувке аргоном. Данные расчеты важны при прогнозировании снижения температуры при перегреве металла.

При выплавке стали, легированной тугоплавкими металлами такими, как хром, никель, молибден необходимо было спрогнозировать температуру стали в АКОС после растворения легирующих элементов перед разливкой на МНЛЗ. В работе [23] представлена методика расчета, учитывающая тепловой баланс плавки, однако отклонения от заданной и прогнозируемой температуры по результатам опытов составлял от 4 до 24 град. Возможно, что значительные отклонения связаны с тем, что в модели не учитывалось состояние футеровки сталеразливочного ковша.

В работе [24] показана возможность оперативного контроля нагрева плавки в зависимости от толщины шлака в сталеразливочном ковше. Данная методика позволяет оперативно изменять мощность подводимого нагрева для предотвращения оголения металла и, соответственно снижения окисленности металла и повышение эффективности нагрева стали.

В работах [25, 26] было показано, что на нагрев металла и шлака влияет не только толщина шлака, но и его окисленность. Увеличение содержания FeO в шлаке приводит к увеличению расхода электроэнергии. Поэтому для эффективного использования нагрева необходимо предварительно раскислить шлак и металл.

В исследовании [27] показано, что на эффективность нагрева металла влияет не только толщина шлака, но и его химический состав и наличие в нем нерастворенных кусочков извести. Показано, что при увеличении в шлаке доли Al_2O_3 более 30 % негативно сказывается на горении дуг, поэтому для стабильного нагрева металла необходимо ограничивать содержание Al_2O_3 в шлаке менее 30 %.

Таким образом, показано:

1. Прогнозирование точной температуры металла в сталеразливочном ковше является важным звеном при подготовке к разливке стали, а также в получении качественной стали.

2. Наиболее точную конечную температуру прогнозирует модель, которая учитывает технологические параметры плавки, состояние футеровки сталеразливочного ковша, режим продувки через донную фурму. Разработанные математические модели позволяют спрогнозировать температуру в сталеразливочном ковше перед разливкой с погрешностью ± 2 град.

3. Рациональная толщина шлака в сталеразливочном ковше находится в интервале 15–25 см. Превышение данного показателя способствует увеличению расхода электроэнергии. Уменьшение толщины шлака приводит к оголению металла в период нагрева и, как следствие, дополнительному окислению стали и повышению содержания НВ.

4. На нагрев металла влияет химический состав шлака. Для рациональных параметров нагрева необходим раскисленный шлак с низким содержанием FeO. Дополнительно, увеличение Al_2O_3 более 30 % приводит к увеличению теплопотерь во время нагрева металла.

5. Современные методы анализа и прогнозирования позволяют точно предсказать требуемую температуру металла перед разливкой на МНЛЗ. Дальнейшее направление в изучении вопроса температурного режима заключается в оптимизации режимов нагрева и снижении удельных затрат.

1.2. Раскисление стали

Современными технологиями массового производства металла невозможно получить расплав с отсутствием таких газов, как кислород, азот и водород, которые, в большинстве случаев, снижают качество стали.

Данные газы попадают в жидкий металл по следующим причинам:

- окружающая среда, содержащая данные газы, сообщается с газовой фазой сталеплавильного агрегата, что способствует их растворению в расплаве;
- в период окислительного рафинирования металла кислород является основным реагентом, используемым для очистки металла от вредных примесей и вдуваемым непосредственно в него.

Растворение O_2 в жидкой стали может быть описано уравнением (1.1).

$$\frac{1}{2}\{O_2\} = [O] \quad (1.1)$$

Постоянная равновесия взаимодействия кислорода с жидким металлом, описываемая уравнением (1.1) будет определяться по уравнению (1.2)

$$K_{[O]} = \frac{[O]}{p_{O_2}^{1/2}}, \quad (1.2)$$

тогда содержание растворенного кислорода в металле будет рассчитываться по формуле (1.3)

$$[O] = K_{[O]} \sqrt{p_{O_2}}, \quad (1.3)$$

где, $[O]$ – концентрация представленного элемента в металле, %;

$K_{[O]}$ – постоянная равновесия;

P_{O_2} – парциальное давление рассматриваемого элемента в газовой фазе над расплавом, атм.

Параметр $K_{[O]}$ дает представление о концентрации кислорода, растворенного в расплаве, равновесном с кислородом газовой фазы. Из литературных источников известно, что константа равновесия реакции (1.1), может быть описана следующими уравнениями: по данным В. И. Явойского [28] уравнением (1.4) и по данным Д. Ф. Элиота [29] уравнением (1.5).

$$\lg K_{[O]} = 6100/T + 0,1245, \quad (1.4)$$

$$\lg K_{[O]} = 6120/T + 0,151, \quad (1.5)$$

где, T – температура, К.

Если содержание $[O]$, превышает предел растворимости кислорода в жидком расплаве железа, при определенной температуре, то данный элемент взаимодействует с Fe по реакции (1.6)



При этом появляется дополнительная фаза – вюстит. Концентрация $[O]$, равновесная с вновь образованной фазой, может быть определена по формуле (1.7) [1]:

$$\lg [O]_{(FeO)} = -6320/T + 2,734, \quad (1.7)$$

где, $[O]_{(FeO)}$ – концентрация $[O]$ в расплавленном Fe, равновесное с FeO, масс. %;

T – температура, при которой рассматривается реакция (1.6).

Эти уравнения показывают, что даже при сверхнизких парциальных давлениях кислорода в газовой фазе, взаимодействующего с жидким железом, железо окисляется до образования вюстита. Лабораторные эксперименты по изучению реакций O_2 с расплавленным Fe очень сложные, так как равновесное давление газа исключительно низкое (10^{-9} – 10^{-10} МПа) и осуществить рамеры данного параметра практически невозможно [30].

В твердом Fe кислород растворяется в ограниченных объемах, существенную роль в этом процессе оказывает тип кристаллической решетки Fe [30]. Растворимость кислорода в γ -Fe составляет 10^{-3} %, а в α -Fe – менее 10^{-5} %. Избыток кислорода выделяется в новой фазе в виде двух оксидов железа FeO и Fe₂O₃ на границе зерен в виде тонкой пленки, поэтому понижается прочность металла, при высоких и низких температурах. Соержание оксидов железа в металле образует такие дефекты, как красноломкость и хладноломкость стали [1].

Для снижения влияния O₂ на свойства металла его концентрация должна быть $\leq 10^{-5}$ % или 0,1 ppm, т.е. необходимо раскисление металла.

Поэтому, технологическая операция раскисления/легирования стали должна выполнять следующие задачи:

1. Для получения необходимых свойств металла, необходимо достигать требуемой концентрации растворенного кислорода в жидкой стали.
2. Наименьшее содержание продуктов реакции раскисления (НВ), или получения их в виде, с минимальным отрицательным влиянием на свойства металла.

В настоящее время различают несколько видов раскисления металла.

1. Осаждающее.
2. Диффузионное (экстракционное).
3. Вакуумно-углеродное раскисление.

Суть осаждающего раскисления в том, что основное количество растворенного O₂ реагирует с элементами-раскислителями и образует нерастворимые оксиды. Получившиеся нерастворимые оксиды (осадок) обладают меньшей плотностью, чем жидкая сталь, соответственно они всплывают и частично удаляются из металла в шлак.

В работе [31] показано, что содержание кислорода 3–8 ppm достигается при содержании алюминия в стали 0,02–0,06 %, однако необходимо исключить вторичное окисление стали, т.к. при таких концентрациях алюминия возможно его окисление и образование НВ. Аналогичные результаты представлены в работе [32], где показано, что алюминий обладает высокой раскислительной способно-

стью, однако в процессе раскисления образуются крупные НВ на основе глинозема и основная задача состоит в удалении этих НВ до начала разливки. Дополнительно в литературном источнике [33] показано, что эффективность раскисления алюминием зависит от содержания углерода в расплаве перед сливом из сталеплавильного агрегата.

Возможно совместное раскисление Al и Si. При этом наблюдается восстановление марганца из шлака в металл [34].

В литературном источнике [35] было предложено для раскисления применять алюминий в виде сплавов с железом (ФА30). При этом было отмечено более стабильное раскисление металла по сравнению с чушковым алюминием. Ферросплав ФА30 был рекомендован для раскисления стали на металлургических предприятиях.

В работах [36, 37] описывается механизм взаимодействия растворенного кислорода в стали с цирконием. Показано, что минимальное содержание кислорода 0,00056 % было достигнуто в стали, раскисленной цирконием [36]. При рациональной концентрации циркония 0,43 % достигается минимальное содержание кислорода $3,8 \cdot 10^{-5}$ [37]. С понижением температуры взаимодействие растворенного в стали кислорода и циркония увеличивается. Вводить цирконий необходимо в конце ковшевого рафинирования совместно с более сильными раскислителями, в т. ч. алюминием и кальцием. При этом рекомендуемое содержание Al не менее 0,02 % [37].

В работе [38] проведен анализ раскисления стронцием. Показано, что максимальное растворение данного элемента в стали соответствует значению 0,0082 %. При температурах сталеплавильных процессов около 1600 °С и содержании [Sr] 0,001 % концентрация растворенного кислорода может достигать 0,014 %. Если концентрация стронция будет максимальна, то остаточное содержание кислорода составит 0,0015 %. Дополнительно отмечено, что магний обладает более сильным взаимодействием с растворенным кислородом, чем стронций.

В работе [39] проведен анализ раскисления стали титаном. Показано, что титан является сильным раскислителем. У титана более сильное взаимодействие с растворенным кислородом, чем у Si, но ниже, чем у Al. При температуре 1600 °C и содержании Ti в металле 0,01 % остаточное содержание кислорода будет находиться в пределах $4-8 \cdot 10^{-3}$ %. Основное достоинство Ti, как элемента раскислителя состоит в том, что при его концентрации в стали около 0,04 % продукты раскисления получают в жидком виде. В работе [40] рекомендуется вводить титан после раскисления алюминием и содержания Al не менее 0,022 %.

Комбинированное раскисление Ti + Al и Ti + SiCa описывается в работе [41]. Первоначально в агрегате газокислородного рафинирования расплав раскисляют Ti и Al, а в сталеразливочном ковше – Ti и SiCa. Комплексное раскисление позволяет получить хорошо раскисленный металл.

В литературном источнике [42] был проведен анализ совместного раскисления Al и Ca. Показано, что при раскислении алюмокальцием концентрация кислорода менее 0,001 % достигается при содержаниях алюминия на порядок меньше.

В работе [43] показаны теоретические расчеты по растворимости кислорода в многокомпонентных системах Fe-Ca-Si-Mn-O, Fe-Al-Si-Mn-O и Fe-Ca-Al-Si-Mn-O, что позволяет определить остаточное содержание элементов в расплаве.

Одним из перспективных раскислителей является SiC, по данным [44] применение данного типа раскислителя позволяет повысить усвоение легирующих элементов.

В теоретической работе [45] был проведен анализ комплексных раскислителей, таких как Ca-Si, Ca-Al, Ce-Si, La-Si, Ce-La, Ce-Ca-Al. Показано, что максимальной раскислительной способностью обладает комплексный раскислитель Ce-Ca-Al. Доказано, что для определенных групп марок сталей нужно учитывать состав комплексного раскислителя для достижения минимального содержания кислорода в стали и модифицирования НВ активных компонентов.

В работе [46] было определено, что с точки зрения структурно-химического состояния щелочно-земельных металлов (ЩЗМ), химическая активность образо-

вания оксидов уменьшается в следующем порядке: $\text{Be} \rightarrow \text{Mg} \rightarrow \text{Ca} \rightarrow \text{Sr} \rightarrow \text{Ba} \rightarrow \text{Ra}$. Дополнительно показано, что в металлургической практике Ca эффективен как раскислитель, а Ba – как модификатор НВ. Выводы, представленные в литературном источнике [46], подтверждены и в работе [47] в которой тоже отмечено, что раскислительная и десульфурierende способность ЩЗМ уменьшается в ряду $\text{Ca} \rightarrow \text{Sr} \rightarrow \text{Ba}$.

В работе [48] были представлены результаты совместного раскисления кремния/алюминия и ЩЗМ. Показано, что и этих условиях раскислительная способность бария и стронция больше, чем кальция.

Хорошие результаты по использованию комплексных раскислителей были представлены в работах [49, 50]. В них показано, что SiCa обладает максимальной раскислительной способностью с образованием мелких НВ. Раскислительная способность SiSr и SiBa в 2–3 раза меньше, чем SiCa, однако их применение приводит к увеличению НВ, что положительно сказывается на удалении НВ из металла. Рациональным вариантом ковшевой обработки металла является применение комплексного раскислителя Si-Ca-Sr-Ba, который обладает высокой раскислительной способностью и способностью образовывать модифицированные НВ. Применение комплексного раскислителя Si-Ca-Sr-Ba при ковшевой обработке стали 17Г2С позволило понизить долю НВ на 0,011 % [49].

В литературном источнике [51] было проведено исследование восстановления Ba и Sr в условиях АКOC. Показано, что ввод в металл материалов, содержащих барий и стронций, будет эффективным, если их добавлять на заключительном этапе процесса выплавки, при окончательном раскислении металла алюминием. Дополнительно отмечено, что раскислять алюминием необходимо и металл, и шлак [51].

В ряде работ было показано, что важное значение имеет не только химический состав раскислителей, но и способы их ввода в расплав. В работе [52] было предложено вводить силикокальций в защитной оболочке из алюминия, при этом отмечено, что данный способ ввода снижает расход кускового SiCa до 2 кг/т. Для

повышения эффективности раскисления алюминием была разработана технология, предусматривающая вдувание алюминиевой дроби в струю металла на выпуске из сталеплавильного агрегата, при этом отмечается снижение расхода алюминия на 25 % [53].

В работе [54] был предложен дифференцированный ввод алюминия в металл при выпуске его из сталеплавильного агрегата. Сущность метода заключается в том, что 20–50 % алюминия присаживают в виде чушек, а 50–80 % вводят в расплав в виде слитков под уровень металла [55]. При таком способе ввода алюминия в металл усвоение данного элемента увеличивается до 30 %.

В работе [56] также была показана необходимость ввода силикокальция инъекционным способом или порошковой проволокой, т.е. способами, которые обеспечивают минимальное время плавления и наиболее полное усвоение модификатора, что подтверждается практическим применением порошковой проволоки в металлургии. Авторы работ [57] считают, что ввод в сталь порошковой проволоки один из самых современных и перспективных способов ковшовой обработки расплава.

На усвоение SiCa из порошковой проволоки влияет фракционный состав порошка: для максимального усвоения кальция доля мелких фракций в порошковой проволоке должна быть минимальной [58].

Диффузионное раскисление осуществляется на границе расплавленного металла и шлака. Причем окисленность шлака должна быть во много раз меньше, чем стали. Тогда, в соответствии с законом распределения, содержание кислорода в металле будет снижаться, стремясь к равновесию с новым раскислительным шлаком.

В литературном источнике [59] было проведено исследование по раскислению шлака раскислителями Al и Si. Показано, что угар элементов раскислителей зависит от содержания FeO в шлаке, однако для протекания процессов взаимодействия между металлом и шлаком необходима продувка расплава аргоном [59].

В работах [60, 61] был предложен способ раскисления стали за счет раскисления шлака углеродом. В результате исследований установлен характер распределения углерода между металлом и шлаком. Использование полученных зависимостей в металлургическом производстве приведет к снижению расхода основных раскислителей.

Если рассмотреть реакцию взаимодействия углерода с кислородом и образованием газообразных продуктов раскисления, то видно, что при снижении давления, например, за счет воздействия на расплав вакуума или инертного газа, возможно добиться пониженного содержания кислорода в металле. На этом принципе основано вакуумно-углеродное раскисление.

В литературном источнике [31] показано, что при вакуумно-углеродном раскислении возможно получить концентрацию кислорода в металле 23 ± 5 ppm, что сопоставимо раскислением SiCa.

В работе [62] представлен механизм комбинированного раскисления. Первоначально, при сливе из сталеплавильного агрегата марганцем, далее на установке вакуумирования осуществляется вакуумно-углеродное обезуглероживание и осаждающее раскисление кремнием на АКОС.

Таким образом, показано:

1. Вакуумно-углеродное раскисление позволяет достигать концентрацию кислорода в металле 23 ± 5 ppm, что сопоставимо с некоторыми раскислителями, однако для глубокого раскисления данного механизма раскисления недостаточно.

2. Чтобы получить низкое остаточное содержание кислорода в стали, нужно комбинировать различные типы раскисления, например диффузионное и осаждающее.

3. Для глубокого раскисления стали необходимо применять комплексные раскислители, перспективным из которых является Ce-Ca-Al. Хорошие показатели показывает совместное раскисление Al + Zr (если расплав предварительно раскислить алюминием, при его содержании не менее 0,02 % добавить цирконий).

4. Минимальное содержание кислорода в металле достигается при использовании Al даже в комплексных раскислителях. Однако алюминий образует сложные НВ, которые снижают качество стали и дополнительно могут осаждаться на поверхности огнеупорных изделий, применяемых для разливки стали, тем самым вызывая трудности при разливке стали на МНЛЗ.

5. Для успешной разливки и снижения отрицательного влияния Al_2O_3 на эксплуатационные характеристики стали необходимо модифицировать данный оксид путем изменения его свойств, одновременно повысить качество стали путем микролегирования, модифицирования НВ и инокулирования.

1.3. Неметаллические включения, микролегирование, модифицирование, инокулирование

1.3.1. Неметаллические включения

В работах [63–67] сделан вывод, что на свойства качественных марок сталей недеформируемые НВ будут влиять отрицательно, т.к. они содержат Al_2O_3 .

Содержание Al_2O_3 в НВ в значительной мере влияет на их склонность к деформации и не должно превышать 15–20 %. Для кордовых сталей допускается общая плотность НВ > 1 мкм не более 1000 включений на 1 см^2 . Допускается наличие в исследуемом металле НВ с содержанием $Al_2O_3 < 50\%$ с максимальным размером 30 мкм, а НВ с содержанием $Al_2O_3 > 50\%$ – с максимальным размером 10 мкм. При этом их плотность не должна превышать 20 включений на 1 см^2 [68].

Изучено влияние НВ различного состава (кристаллических MgO , ZrO_2 , Al_2O_3 и стекловидного SiO_2) со средним размером 20 мкм на кинематическую вязкость стали ШХ15. Обнаружено, что чистая сталь менее вязкая, чем с включениями [69], поэтому данный факт необходимо учитывать при продувке стали нейтральным газом.

В металле непрерывно литых заготовок могут встречаться два основных типа включений: эндогенные (алюминаты, алюмосиликаты, сульфиды марганца) и экзогенные. Размеры эндогенных включений не превышают 20 мкм. Размеры эк-

зогенных включений на порядок больше эндогенных и составляют десятки и сотни микрон [70].

В работе [71] показано, что при соблюдении технологии разливки (защите от вторичного окисления) основным фактором, приводящим к образованию крупных неметаллических включений и дефектов металлопроката «пелена», являются несовершенство КОС.

В литературных источниках [72–77] показано, что в стали могут образоваться коррозионно-активные неметаллические включения (КАНВ), которые можно разделить на два типа:

– НВ на основе твердых алюминатов кальция, иногда с добавками магния и кремния;

– сложные включения, внутри которых содержится ядро, состоящее из алюмината кальция (при разном количестве оксидов кальция и алюминия) или MnS , возможно и из других оксидов, которые окружены CaS .

Удаление КАНВ второго типа происходит крайне медленно, т.к. сульфидная оболочка препятствует коалесценции, химическому взаимодействию с оксидными включениями в объеме шлака и поглощением ковшевым шлаком. Основным способом борьбы с данным типом включений, при наведении шлака с высокими десульфуризирующими свойствами, является введение добавок для корректировки химического состава и легирования на выпуске или после снижения содержания серы до уровня 0,003–0,005 %. При низком содержании серы сплошная сульфидная оболочка на поверхности включений не образуется [78, 79].

Удаление НВ, возникших после обработки металла раскислителями в которые входит Al , более вероятно, чем удаление НВ после раскисления комплексными $Mn-Si$ материалами [80].

В работах [81–83] показано, что в большинстве случаев неметаллические включения содержат сульфидные и оксидные фазы, дополнительно определено, что количество MgO в составе представительной части НВ существенно больше CaO . НВ являются сложными соединениями оксидных составляющих из

$MgO \cdot Al_2O_3$ и сульфидных составляющих из MnS и в меньшей CaS [81, 82, 84, 85]. Было предположено, что образование коррозионно активных неметаллических включений (КАНВ) на основе алюмомагниевого шпинели обусловлено процессом восстановления магния из футеровки сталеразливочных ковшей [77, 81, 83, 86–89].

Учитывая, что влияние гарнисажа и футеровки на загрязненность стали НВ неизбежно, можно, регулируя состав шлака, повлиять и на свойства НВ [90].

Во многих неметаллических включениях на основе MnS отмечено наличие магния, содержание которого может достигать 10 %. Формирование в стали магнийсодержащих включений интенсивно происходит в сталях, обрабатываемых в сталеразливочном ковше при хорошо раскисленном металле и шлаке, что способствует восстановлению магния из футеровки сталеразливочного и промежуточного ковшей при достаточно высоком (более 0,040 %) содержании в стали алюминия и обработке кальцийсодержащими материалами [91].

В НВ содержится оксид магния [92]. Теоретические расчеты показали, что для системы $Fe-Mg-Al-O$ образование в качестве включений твердого раствора шпинелей (с преобладанием в составе $MgO \cdot Al_2O_3$) возможно при равных концентрациях магния и алюминия в жидком железе.

По своему составу НВ состоят из оксидов алюминия, кальция, кремния и магния [88, 93–99]. Наиболее вероятной причиной образования НВ является применение ферросплавов, содержащих в своем составе алюминий, или результат взаимодействия компонентов расплава с огнеупорными материалами [93]. Например, в работе [100] показано, что после введения проволоки А1 и СК30 оксидные неметаллические включения представлены тугоплавкими включениями корунда и алюмомагниевого шпинели.

В работе [101] было показано, что усвоение кальция при использовании проволоки с комплексным наполнителем СК40 на 15–30 % выше по сравнению с СК30.

Нитрид титана может соединяться в комплексные соединения с оксидом алюминия, различными сульфидами, например CaS и MnS, а также алюмомагниево-шпинелью [102].

Коррозионная стойкость данных сталей типа 40X изменяется в широких пределах и увеличивается более чем в три раза при уменьшении содержания КАНВ второго типа и оксидно-сульфидных включений с оксидной составляющей системы и CaO-Al₂O₃-MgO с содержанием SiO₂ до 5 масс. %, тогда как выделения сульфидов кальция, марганца, оксидные включения CaO- Al₂O₃- SiO₂, Al₂O₃-MgO-SiO₂ и CaO-Al₂O₃-MgO заметного влияния не оказывают. Изменяя тип НВ можно повысить коррозионную стойкость металлопродукции [103].

В работе [104] показано, что для снижения содержания НВ на основе алюмомагниево-шпинели целесообразно на ранних плавках формировать на стенках сталеразливочного ковша гарнисажного слоя, препятствующего разрушению футеровки и препятствующего образованию новых НВ.

В литературном источнике [105] развит механизм зарождения точки взаимодействия КАНВ с металлом в среде H₂O, при этом происходит увеличение объема КАНВ в результате их гидратации, с возникновением различных областей растяжения и сжатия металла. Показаны термины «темной зоны» и оболочки КАНВ, которые выявляют сложную природу образующихся напряжений.

Для снижения влияния НВ на основе Al₂O₃ в конце обработки стали АКОС необходимо вводить модификаторы на основе SiCa, при этом важен не только сам процесс модифицирования, но и расположение включений. Если раскислять сталь только Al, то НВ будут располагаться по границам зерен, тогда как модифицирование SiCa приведет к их уменьшению и расположению в глубине зерна, повысив эксплуатационные характеристики стали [106].

В работе [47] приведены данные о том, что обработка металла ферросплавами на основе Si-Sr приводит к формированию как оксидных, так и оксисульфидных НВ. При модифицировании металлического расплава Si-Ba в металле появляются неметаллические частицы сферического вида. В отличие от обработки

стали Si-Sr и Si-Ca силикобарий, в большинстве случаев формирует не оксидные, а комплексные оксисульфидные неметаллические включения, содержащие сульфид марганца.

Для образования НВ рационального состава и исключение образования сульфида кальция на поверхности оксида алюминия, необходимо снижение общего содержания кислорода в стали и пониженное содержание серы менее 0,004 %. Установлены рациональные значения содержания $[Ca]_{\text{общ}}/[Al] = 0,1-0,15$; дополнительно $[Ca]_{\text{общ}}/[S] = 1,0-1,5$; данные показатели обеспечивают минимальные значения балла загрязненности проката хрупкими и недеформируемыми силикатами [107].

При добавке кальция в сталь, раскисленную алюминием, частицы включений приобретают округлую форму и незначительно измельчаются. Наилучший результат получили при соотношении $Ca/Al = 0,112$; дополнительно при соотношении $Ca/S > 0,7$ количество пластинчатых включений уменьшается на 55 %, их относительная площадь на 90 % [108, 109].

Авторы литературного источника [110] считают, что для разливки стали важно не само отношение Ca/Al , а наиболее точное соотношение $Ca/Al_{\text{окс}}$. В интервале температур (1150–1580 °С), который соответствует непрерывной разливке, алюминатные НВ будут существовать в жидком виде при условии $Ca/Al_{\text{окс}} = 0,8-1,6$. Поэтому необходимо поддерживать концентрацию $Al_{\text{окс}}$ в металле не более 0,002–0,003 %, в течение всего периода разливки. Для обеспечения данных требований должен проводиться комплекс технологических операций, таких как отсечка шлака, предварительное раскисление карбидом кальция, диффузионное раскисление в АКОС, предотвращение вторичного раскисления.

Для оценки разливаемости стали на МНЛЗ в работе [111] было использовано уточнение, а именно отношение $Al_{\text{раст}}/Al_{\text{общ}}$. Если данный показатель составляет не менее 0,9; то отношение $Ca/Al_{\text{общ}}$ может быть уменьшено до значений 0,9; при этом затягивание погружных стаканов исключено.

Необходимо отметить, что в работе [112] установлено положительное влияние снижения степени перегрева при разливке на микроструктуру литой стали среднего размера зерна и снижение наличия НВ.

При удалении НВ из расплава лимитирующей стадией является растворение неметаллической фазы в шлаке, при этом выводимые из металла включения концентрируются на границе со шлаком. Поэтому для успешной очистки расплава от НВ необходимо обеспечить обновление приграничных к металлу слоев шлака путем продувки инертным газом, однако чрезмерное увеличение интенсивности продувки может привести к захвату шлака и, соответственно, повышению НВ в стали [113]. Если на границу «металл-шлак» выходят жидкие включения, то они, вследствие процесса растворения в шлаке, быстро ассимилируются шлаком, практически независимо от химического состава. Если на межфазную границу выносятся твердые НВ, то они могут находиться в стали длительное время, которое определяется скоростью растворения включения в шлаке и зависит от состава НВ и шлака [114, 115].

В литературном источнике [116] представлено, что использование карбида кальция позволяет снизить окисленность металла, не загрязняя сталь НВ основным компонентом в которых может быть Al_2O_3 .

В работах [117, 118] показана возможность удаления НВ путем фильтрации расплава через огнеупорные материалы, обладающие высоким сродством к включениям. При фильтровании низколегированного металла, с применением фильтра, состоящего из MgO , концентрация серы не изменяется, удаляется только оксидная фаза [117]. Фильтрование стали, обработанной РЗМ, обеспечивает удаление не только оксидных включений, но и сульфидных [117].

Снижение содержания НВ в стали возможно, если вводить алюминиевую проволоку в АКOC двумя приемами [119].

При проведении металлографического анализа опытных образцов непрерывнолитого металла было установлено, что содержание оксидных включений размером более 40 мкм уменьшилось на 30 % [119].

Для уменьшения содержания НВ в стали были предложены следующие мероприятия, а именно:

1. Уменьшение количества попадаемого окисленного шлака из сталеплавильного агрегата в сталеразливочный ковш при выпуске жидкого металла.
2. Поочередная добавка материалов во время слива жидкого металла.
3. Формирование рационального шлакового режима в сталеразливочном ковше.
4. Рациональный расход аргона при продувке металла в АКOC [58, 120], обеспечивающий отсутствие оголения металла.

Выполнение этих мероприятий позволило в два раза снизить содержание НВ в стали и уменьшить уровень отбраковки труб по дефектам на 60 %.

В литературных источниках [121, 122] установлены рациональные параметры продувки металла в сталеразливочном ковше. Образование крупных включений (50–60 мкм) возможно при расходе аргона более 25 м³/час (416 л/мин.)

В работе [123] было показано, что за счет флотации пузырьками инертного газа эффективно удаляются лишь достаточно крупные включения.

Основной путь снижения загрязненности стали НВ состоит в оптимизации технологических параметров ковшевой обработки. Гомогенный, жидкоподвижный шлак обеспечивает максимальное поглощение НВ [124–126].

Для обеспечения высокой коррозионной стойкости в стали должно быть минимальное значение суммы углерода и кремния (менее 0,007 %) [127].

Для выплавки автоматных марок с нужными свойствами НВ, с рациональными характеристиками, важно соблюсти дополнительные требования:

- при осаждающем раскислении снизить применение следующих элементов – Al, Ca и Si;
- достичь концентрации [O] в металле в области 0,012–0,020 %;
- обеспечить содержание марганца и серы в пропорции не менее 6:1;

– создать условия выплавки металла, обеспечивающие исключение формирования неметаллических включений на основе сульфидов железа, а также уменьшить содержание в Fe (Mn, Fe)S [128].

При минимальном содержании в металле эндогенных и экзогенных включений повышается качество стали. Условия минимального содержания НВ обеспечиваются на современных металлургических предприятиях при выплавке и обработке металла в АКOC [129], а именно:

- применение Al для раскисления металла и шлака в течение всей ковшевой обработки;
- формирование и поддержание жидкоподвижного гомогенного шлака с высоким содержанием CaO, не агрессивного по отношению к огнеупорам металлургических агрегатов;
- снижение концентрации серы в металле и, соответственно, уменьшение расхода модификаторов (SiCa);
- продувка аргоном на заключительных этапах обработки стали исключая оголение металла [89, 129–133].

В работе [134, 135] представлены результаты исследований изменения содержания НВ после вакуумирования в циркуляционном вакууматоре. Показано, что при «слабом» перемешивании количество НВ снижается.

В работе [136, 137] предложен способ продувки расплава в циркуляционном вакууматоре. Нейтральный газ подавался не только во впускной патрубок, но и в сливной, что позволило снизить количество НВ на 20–30 %.

Для снижения влияния НВ на свойства стали их модифицируют путем введения в расплав дополнительных элементов, что позволяет снижать загрязненность границ зерен металла, изменять форму и свойства неметаллических включений. Дополнительно совместно с модифицированием осуществляют технологические операции микролегирование и инокулирование, что дает возможность в полной мере влиять на структуру металла и, соответственно, повышать механические свойства изделий [138, 139].

1.3.2. Модифицирование

По данным [138] модифицирование металлов и сплавов – это процесс активного воздействия на состояние металлического расплава путем введения малых добавок веществ, приводящих к изменению размеров и формы структурных составляющих. Модифицирование способствует уменьшению зерен застывшего железа, улучшению загрязненности по их границам, а также к изменению размеров и свойств НВ. Существует три вида модификации:

1. Модифицирование, при котором в расплаве увеличивается количество тугоплавких НВ, в дальнейшем эти включения будут являться центром кристаллизации.

2. Второй механизм модифицирования связан с поглощением элемента модификатора на площади раздела фаз «кристалл-расплав», поэтому кристалл растет медленнее.

3. Третий механизм модифицирования связан с ограничительной растворимостью модификатора в Fe, отмечается следующая закономерность: чем меньше предел растворимости элемента в Fe, тем при меньшем его содержании может проявляться эффект модификации.

В научных исследованиях [140] было показано, что для максимальной эффективности высокоактивных элементов модификаторов, необходимо перед их вводом ограничить содержание кислорода в стали до 0,0001 % и серы 0,003–0,002 %.

В работах [141–144] показано, что при непрерывной разливке раскисленной алюминием стали, обеспечение разливаемости достигается регламентированным вводом кальцийсодержащей проволоки в сталеразливочный ковш в зависимости от содержания Al, S, O в металле. Задача КАНВ решается при применении сложных модификаторов, содержащих Ca и РЗМ [72, 141]. Важным свойством редкоземельных металлов является их значительное химическое сродство к кислороду и сере. При вводе проволоки в металл 0,04–0,06 кг/т по редкоземельным металлам, содержащей комплексный модификатор, следующего химического состава: 11 % редкоземельных металлов, 12 % кальция, 45 % кремния, уменьшается количество вредных примесей в трубной стали (НВ в 1,5–2,0 раза, по сульфидам в 2,0–

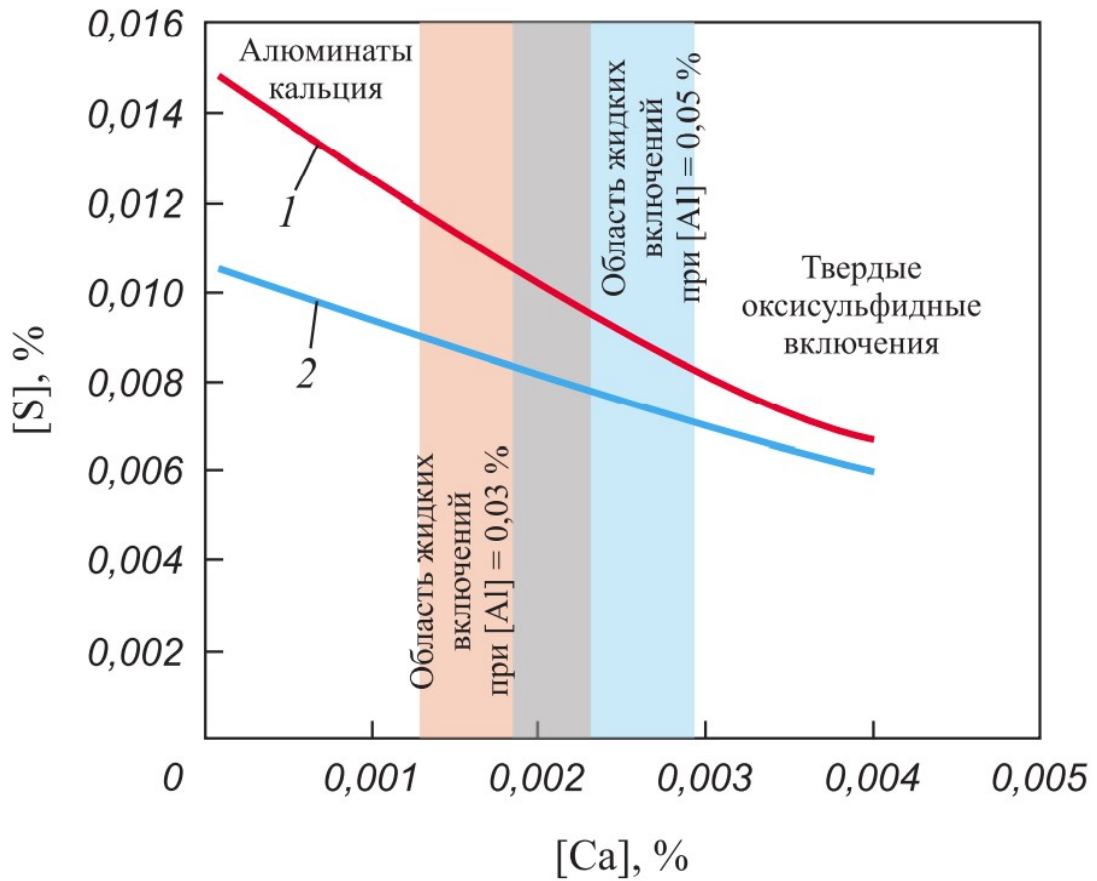
3,0 раза, при этом КАНВ не выявляется) [141]. Общий уровень загрязненности НВ, определяемой средним баллом, снижается в 2,1–2,3 раза [72].

В работе [145] было отмечено, что при модифицировании НВ кальцием, общая загрязненность металла по неметаллическим включениям снижается в 1,5 раза и сокращается отсортировка горячекатаного листа по дефектам ультразвукового контроля (УЗК).

В литературном источнике [146, 147] представлена схема регулирования морфологии глиноземистых включений. Предполагается, что кальций взаимодействует с частицами Al_2O_3 с поверхности, реакционная зона перемещается вглубь, а продукты реакции $CaO-Al_2O_3$ поддерживаются в равновесном состоянии.

Введение в раскисленный Al железной расплав Ca в необходимом объеме, в зависимости от концентрации в ней таких элементов, как [Al], [S] и [O], приводит к изменению НВ, изменяя тугоплавкие оксиды алюминия в $CaO \cdot Al_2O_3$, у которых температура плавления значительно ниже. При микролегировании стали в АКОС порошковыми проволоками (алюмокальциевой и силикокальциевой) изменяется природа НВ. При добавлении в сталь различных типов раскислителей может происходить видоизменение шпинелей и их переход в одиночные оксиды состава $nAl_2O_3 \cdot mCaO$ или $nSiO_2 \cdot mAl_2O_3 \cdot CaO$ [148].

Следует учитывать вероятность образования сульфида кальция при введении модифицирующих добавок на основе кальцийсодержащего материала. Из-за невысокого растворения CaS в системе оксисульфидных алюминатов кальция (около 4 %), CaS может появиться в виде обособленного образования, окружающего алюминат. При этом образовавшаяся фаза сульфида кальция препятствует механизму видоизменения частиц до жидкого состояния. Глобулярные неметаллические частицы фактически не способны к деформации при обработке металла давлением, в дальнейшем это способствует возникновению напряжений и, соответственно, разрушению металлического изделия [67, 149]. Для исключения возникновения твердой оболочки из сульфидов кальция на жидких глобулах алюмината кальция при [Al] = 0,03 % содержание S в стали должно быть менее 0,012–0,009 %; а при [Al] = 0,05 % допустимое содержание S уменьшается до 0,008–0,007 % (рис. 1.1) [67]. Дополнительно в работе [150] представлен показатель ограничения по окисленности шлака ($FeO < 0,5 \%$).



1 – содержание $[Al]$ 0,03 %; 2 – содержание $[Al]$ 0,05 %

Рисунок 1.1 – Содержание серы в стали, равновесное с твердым сульфидом кальция и глобулярным алюминатом кальция

На усвоение кальция большое влияние оказывает окисленность шлака даже при хорошо раскисленной стали [52, 151], поэтому для успешного модифицирования НВ и попадания в узкие пределы по содержанию Ca в расплаве необходимо раскислить металл и шлак [52, 152]. Количество раскислителей шлака должно варьироваться в зависимости от толщины шлака [151].

Введение в металл материалов, содержащих Ca – важная технология для получения стали с низким содержанием НВ. Для получения стабильных результатов необходимо попасть в узкие оптимальные концентрации, которые достигаются путем применения инъекционной проволоки [153].

В работе [154] дано объяснение необходимости ввода SiCa проволоки перед вакуумированием для снижения содержания НВ в расплаве.

Образование сульфидов идет тогда, когда содержание кислорода в стали минимальное. Уменьшая содержание кислорода при вакуумировании до равновесных значений зарождение оксидов не происходит и идет выделение сульфидов по поверхности зерен металла [155].

В работе [49] показано, что применение комплексного ферросплава Si-Ca-Sr-Ba при ковшевой обработке стали 17Г2С позволило снизить долю НВ на 0,011 %.

В литературном источнике [48] выявлены модифицирующие свойства магния и щелочноземельных элементов (ЩЗЭ) в жидкой стали. Модифицирующие свойства элементов усиливаются в следующем порядке: Mg, Ca, Sr, Ba. Превосходные модифицирующие свойства Ba характеризуются его значительным влиянием на электронные характеристики расплавленного металла.

Комплексные модификаторы, включающие РЗМ, позволяют решить проблему при производстве сталей с повышенными требованиями по содержанию КАНВ, за счет совместного применения РЗМ и кальция, что обеспечивает образование жидких комплексных оксидных или оксисульфидных включений с пониженной плотностью, способных к коагуляции и всплыванию в шлаковую фазу [156].

Барий эффективно раскисляет и модифицирует сталь [157–160].

ЩЗМ в составе совместных Si-Al раскислителей обеспечивают появление у образовавшихся продуктов раскисления полезных свойств: легкоплавкость, глобулярную форму и возможность к быстрой коагуляции [161].

Обработка транспортного металла кальцийбарийсодержащим добавкой позволило уменьшить количество НВ и общего брака колес. Положительные результаты были достигнуты по ударной вязкости и твердости металла [162, 163].

При использовании барийсодержащих ферросплавов в составе комплексных соединений происходит удаление из расплава газов и НВ, дополнительно улучшается прочность марки стали 20ГФЛ [164].

Барийстронциевый карбонат – природнолегированный материал Мурусунского массива (состав: SiO_2 – 15,8 %; FeO – 4,27 %; CaO – 18,72; BaO – 26,0; SrO – 6,40; CO_2 – 21,3) был испытан при выплавке марок сталей Г13Л и 25Г2С [165]. Данная добавка активно воздействует на микроструктуру стали, снижает количество НВ и обеспечивает высокий уровень их глобуляризации. В работах [166, 167] представлены данные о температуре начала плавления барийстронциевого модификатора: он имеет температуру плавления 1649 °К, что подтверждается разными экспериментами.

В работе [55] показано, что для сталей с пониженной концентрацией Si необходимо применять проволоку с наполнителем из AlCa или FeCa. Для сталей исключаящих, содержание алюминия, т.е. с высокими требованиями по НВ, необходимо использовать проволоку, наполненную порошком FeCa. При использовании комплексных модификаторов, включающих в себя кальций и РЗМ, замечаний по содержанию КАНВ не наблюдается.

В литературном источнике [168] показано, что возможна модификация НВ с применением РЗМ без кремниевых наполнителей, при этом также отмечено повышение прочностных характеристик и улучшение микроструктуры стали.

В работе [169] показано, что качественный состав оксидных металлических включений и их количество формируется при введении ферросплавов и модификаторов, при вакуумировании они изменяются незначительно.

1.3.3. Микролегирование

Микролегирование – это эффективный способ воздействия на свойства стали, придающий устойчивый и длительный характер обособленного влияния различных легирующих элементов. При микролегировании атомы вводимого элемента равномерно распределяются по всему объему металла, обогащая структурные несовершенства такие, как границы зерен, дислокаций и т.п., создавая неоднородное распределение областей, обладающих различными свойствами. Особенностью микролегирующего элемента является его способность в малых количествах

вах оказывать значительное воздействие на различные характеристики стали. Важным фактором является химический состав обрабатываемого металла и элементов, которые в него входят, такие как азот, алюминий, сера, кислород и карбонитридообразующие элементы [138].

В работах [170–175] были проведены опыты по добавлению ванадия и ниобия в раскисленную сталь. На опытных плавках было отмечено положительное влияние на свойства стали, получена равноосная структура: зерно более мелкое, чем на серийных плавках. Использование FeV, FeNb в виде порошковой проволоки позволяет повысить эффективность использования вводимых элементов [176].

По литературным данным [177–182] микролегирование бором является хорошим вектором для улучшения качества стали. Проведенные исследования показали, что бор необходимо вводить в сталь в виде комплексных многокомпонентных сплавов с Si, Mn и другими элементами [177, 180, 183]. Дополнительно было проведено исследование и показано, что легирование стали бором возможно путем его восстановления из шлака [178, 184, 185], при этом важное значение имеет температура металла и шлака, и отношение CaO/SiO_2 в шлаке [184].

Микролегирование стали редкоземельными металлами создает хорошее сочетание механических свойств, таких как пластичность, ударная вязкость, прочность и стойкость к циклическому растрескиванию трубных марок сталей [186]. Установлена возможность перехода церия из шлаков в металл до значений 40,5 ppm.

Легирование углеродом было рассмотрено в литературных источниках [187–191]. Если вводить углерод путем инжестирования в нейтральном газе, то возможно повысить его усвоение на 10 % [188]. Присадку углеродсодержащих материалов необходимо осуществлять на ранних стадиях выплавки и обработки металла в АКOC [189]. При легировании углеродсодержащими добавками необходимо использовать высококачественные материалы с минимальным содержанием золы [190].

Микролегирование стали Се и La приводит к резкому снижению его флокеночувствительности [192].

Образование НВ имеющих стеклообразное состояние, в основе которого SiO_2 и другие элементы на финишных этапах ковшевой обработки металла и/или при непрерывной разливке стали перед непосредственной кристаллизацией, дает возможность значительно повысить качество непрерывнолитой заготовки, ограничить развитие процесса ликвации и, соответственно, улучшить качество проката, механические показатели и стойкость против водородного охрупчивания [193].

В процессе вакуумирования низколегированных конструкционных сталей необходимо соблюдать рациональное отношение $[\text{S}]/[\text{O}]$ путем десульфурации либо обработкой ЩЗМ [194].

Легирование азотом возможно осуществлять путем продувки газообразным азотом через огнеупорную пробку [195].

1.3.4. Инокулирование

Инокулирование – это введение тугоплавких примесей и соединений, которые создают зародыши центров кристаллизации. К инокуляторам относятся тугоплавкие металлы, такие как ванадий, ниобий, титан, а также их соединения [138].

В литературных источниках [196–198] представлены исследования влияния наноразмерных модифицирующих добавок на свойства стали. Показано, что введение небольших количеств порошков TiN и $\text{TiC}_{0.5}\text{N}_{0.5}+\text{Y}_2\text{O}_3$ в расплав стали 110Г13Л приводит к изменению структурных составляющих затвердевшего металла, изменению их морфологии и повышению износостойкости модифицированного расплава [196].

Введение в промежуточный ковш МНЛЗ нанопорошковых добавок на основе $\text{TiC}_x\text{N}_y\text{-Fe}$ положительно влияет на качество непрерывнолитой заготовки, при этом снижается ликвация элементов по сечению слитка, повышается химическая и структурная однородность и повышаются механические свойства литой стали [139, 199, 200].

Дисперсные оксисульфиды РЗМ и комплексные оксиды Al, Ce, La являются инокуляторами и могут снижать интервал кристаллизации стали [201].

В работах [202, 203] показано, что вводить ферросплавы для микролегирования стали необходимо следующим образом: кусковые материалы следует вводить в основную полость циркуляции расплава в сталеразливочном ковше, предпочтительно в место, расположенное над продувочной пробкой. При вводе проволоки место ввода и положение пробки оказывают незначительное влияние на необходимое время перемешивания. В статьях [204, 205] показаны результаты разработанного комплексного раскислителя в виде брикетов карбида кремния [204] и ферросилиция [205], было отмечено положительное влияние на ход плавки.

В работе [206] показано, что равномерное распределение и эффективное растворение модификатора происходит в течении 1–2 мин при интенсивном перемешивании.

На ПАО «Магнитогорский металлургический комбинат» (ММК) была разработана технология микролегирования титаном и ниобием. При использовании порошковой проволоки были получены более точные результаты содержания легирующих элементов по сравнению с их вводом в виде кусковых ферросплавов [207].

Добавление редкоземельных металлов вызывает образование глобулярных НВ, инокулирующее воздействие которых с дополнительным повышением скорости застывания стали уменьшает макро- и микроструктуру слитков, оказывает воздействие на приграничную область зерен и ход различных диффузионных механизмов, тем самым улучшая физико-механические свойства металла и сплавов [208]. Однако необходимо отметить, что при повышенном содержании мелких включений с РЗМ во время разливки стали происходит затягивание канала сталеразливочного стакана [201].

Таким образом:

1. Для получения высококачественного металла с низким содержанием НВ необходимо обеспечить минимальное попадание шлака из сталеплавильного агре-

гата, глубокое раскисление алюминием шлака и металла по ходу всей обработки, наведение высокоосновного, жидкоподвижного и гомогенного шлака, обладающим минимальной агрессивностью к футеровке АКОС.

2. Для обеспечения минимального содержания НВ в стали, необходим не только жидкоподвижный, но и гомогенный шлак. Однако границы гомогенизации шлака, наводимого в АКОС, не определены.

3. Обеспечение низкого содержания серы в расплаве при проведении модифицирующей обработки кальцийсодержащими материалами необходимо учитывать возможность образования CaS. Из-за низкой растворимости в системе Al_2O_3 -CaO-CaS он выделяется в виде самостоятельной фазы в форме твердой оболочки вокруг алюмината, блокируя процесс модифицирования включения кальцием до жидкого состояния. Для исключения данного процесса необходимо обеспечить содержание серы менее 0,007 %.

1.4. Десульфурация стали

Важным направлением улучшения качества готовых изделий после прокатки, считается уменьшение вредных примесей в стали. К которым можно отнести и серу, как элемента, значительно ухудшающего служебные характеристики металла.

Данный элемент хорошо растворяется в расплавленном Fe (до 38 % при концентрации ее в сульфиде железа 36,5 %). Возможность ее растворяться в застывшем Fe имеет существенные ограничения. Например, в γ -Fe при 1365 °C ~ 0,055 %, а в α -Fe при 900 °C \leq 0,015 % и при температуре окружающей среды ~ 0,0001 % [1].

Fe и FeS создают легкоплавкую эвтектику с низкой температурой плавления 985 °C. Совместно с кислородом, из-за появления окисульфидных фаз, сульфид железа может затвердевать при пониженных температурах. При кристаллизации железосодержащего расплава FeS, обладающие пониженной $T_{пл}$, чем у чистого металла, могут выпадать в приграничной зоне зерен, что вызывает ухудшение ме-

ханических свойств стали, при температурах ниже 1000 °С [1]. Серы оказывает влияние на физические свойства металла (см. рис.) 1.2 [1].

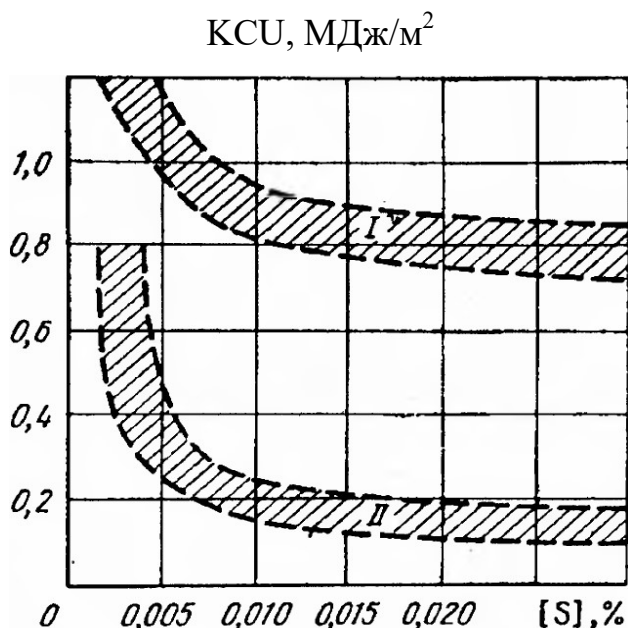


Рисунок 1.2 – Зависимость ударной вязкости стали, раскисленной алюминием, от содержания серы, установленная для продольных (I) и поперечных (II) образцов проката при нормальной температуре

На рисунке 1.2, показано, что при концентрации S не превышающей значение 0,005 %, механические свойства металла незначительно отличаются, как в поперечных, так и в продольных направлениях, поэтому механические характеристики стали становятся одинаковыми по всему объему.

Таким образом, показано, что наименьшая концентрация S в стали, которая определяет однородность ее механических показателей, соответствует содержанию не более 0,005 %. Однако для наименьшего влияния данного элемента на свойства стали его содержание не должно быть выше 0,0001 % [1]. Отрицательное влияние серы на качество стали заключается в том, что при увеличении ее содержания в металле возрастает суммарный объем закрытых пор из-за уменьшающегося эффективного коэффициента диффузии водорода [209].

При выправке трубных марок сталей, необходимо обеспечить высокое сопротивление к водородному растрескиванию, поэтому требуется достигать кон-

центрации S в готовом прокате менее 0,005 %, а в некоротых особых случаях менее 0,003 % [210].

Удаление серы может проходить по двум путям:

1. В процессе окислительного рафинирования могут образовываться оксиды серы с последующим связыванием шлаком в сульфаты. Также не допускается возможность удаления соединений газообразных соединений серы (SO , SO_2 , SO_3) [211, 212] по реакции (1.8).



2. Перевод серы в шлак с образованием сульфидных соединений.

В работе [211] показано, что до 20 % серы в металле может быть удалено в сталеплавильном агрегате в период окислительного рафинирования.

Для получения требуемого содержания серы в стали необходимо ее удалять на всех этапах металлургического производства, т.е. комплексно подходить к решению этой задачи, с учетом технологических возможностей и экономической целесообразности [213].

Получение в готовой стали содержания серы не более 0,0015 % ковшевая обработка стали должна включать следующие стадии:

- обработка полупродукта в процессе выпуска металла из сталеплавильного агрегата ТШС [214, 215];
- обработка стали в АКП под рафинирующим шлаком [214, 215];
- вдувание в сталь в АКП флюидизированной извести [214–219].

Большая часть серы удаляется на второй и третьей стадиях обработки [214].

Для формирования высокоосновного шлака, возможно использовать гранулированную строительную известь. Среднее остаточное содержание серы после обработки составило 0,010–0,012 %, при начальном содержании 0,020 % [220].

Для достижения содержания серы менее 0,005 % расход шлакообразующих материалов составляет от 15,6 до 20 кг/т стали [214]. По данным источника [220] 16,5 кг/т шлакообразующих материалов достаточно для получения остаточного

содержания серы менее 0,008 %. Для достижения содержания серы на уровне 0,016 % расход ТШС должен составлять не менее 8,3 кг/т стали [221].

Комплекс мер, включая отсечку шлака из сталеплавильного агрегата, присадку извести в ковш по ходу выпуска плавки, удаление шлака из сталеразливочного ковша в начале плавки, замену чушкового алюминия карбидом кальция, дополнительно формируя шлак в сталеразливочном ковше добавками из извести и плавикового шпата в соотношении 5:1, позволяют достигать требуемого содержания серы в металле с низкими удельными затратами [222].

Влияние фторида кальция на физико-химические свойства шлака не обеспечивает необходимой десульфурации металла из-за кратковременного действия. Кроме того, применение CaF_2 приводит к выделению газообразного фтора и образованию самораспадающихся шлаков, что ухудшает экологическую обстановку [223–225].

Технология десульфурации в АКП определяется степенью окисленности ковшевого шлака. Концентрации FeO для низкокремнистых марок сталей, раскисленных алюминием, для которых возможно раскисление шлака для получения в готовом металле содержания кремния менее 0,04 и 0,03 %, составляют 2 и 3 %; а для концентрации кремния менее 0,025 % допускается содержание FeO 3–4 %. При этом достигается содержание серы не более 0,015–0,025 % в зависимости от окисленности шлака [226].

Эффективная десульфурация достигается обработкой металла РЗМ [72, 227]. Обработка стали сплавами Si-Sr, Si-Ba сопровождается не только раскислением, но и десульфурацией металла, формированием в нем комплексных оксисульфидных НВ микронных размеров [47, 50].

Производство углеродистых и низколегированных сталей с модифицированием металла РЗМ, позволяющим глобулизировать включения, вытеснить марганец из сульфидов, измельчить зерно, повысить пластичность и ударную вязкость, при следующих критериях [228]:

$$[\text{РЗМ}]/[\text{S}] \geq 3-4 \text{ ед.}$$

Присадка V_2O_3 в шлак в количестве 0,5–3,0 % позволяет снизить его вязкость на 20 % и повышает десульфурацию с 80,7 до 98,7 % [185, 223].

В работе [229] отмечено, что при вдувании смесей, содержащих силико-кальций и алюминий, скорость удаления серы из расплава возрастает более, чем в два раза.

Наилучшие десульфурующие свойства марганца проявляется при обеспечении следующих параметров:

- низкая концентрация растворенного кислорода в расплавленном железе;
- восстановительная среда технологических процессов;
- повышенное содержание S и Mn (Mn не менее 0,5 %) в области взаимодействия;
- наилучший контакт реагирующих компонентов;
- обеспечение температурных условий, соответствующих для возникновения MnS и более высокая температура, которая способствует укрупнению продуктов реакции и их дальнейшему всплытию [230].

Наилучшие десульфурующие показатели наблюдаются у шлаков, насыщенных CaO [231, 232].

При увеличении MgO в шлаке содержание серы в металле снижается [233–235].

Шлак, наводимый в АКП при следующих требованиях: 15–20 % Al_2O_3 , 5–8 % MgO , менее 0,8–1,1 $FeO + MnO$, обеспечивает степень десульфурации 60 % [236].

Для обеспечения содержания серы на уровне 0,003–0,001 % необходимо навести шлак следующего состава: 56–62 % CaO , 6–10 % SiO_2 , 20–25 % Al_2O_3 , 6–8 % MgO , менее 1,0 % ($FeO + MnO$) для стали раскисленной алюминием и шлак состава 56–62 % CaO , 15–20 % SiO_2 , 5–8 % Al_2O_3 , 6–8 % MgO , 5–10 % CaF_2 менее 1,0 % ($FeO + MnO$) для стали нераскисленной алюминием [236].

Для десульфурации металла в АКП необходимо сформировать шлак следующего состава: 50–60 % CaO , < 10 % SiO_2 , > 20 % Al_2O_3 , < 10 % MgO , менее 1,0

% (FeO + MnO). Время интенсивного перемешивания шлака и металла должно быть не менее 10 мин, при температуре 1600 °С. Если соблюдены эти условия, то можно получить в готовой стали содержание серы менее 0,0014 %, при этом более 95 % плавок будет содержать 0,002 % [S] [237].

В литературном источнике [238] показано, что рациональный химический состав шлака, в заключительной стадии обработки в АКП, должен соответствовать следующим показателям: 58–62 CaO, 8–10 % SiO₂, 20–25 % Al₂O₃, 6–8 % MgO, менее 0,5 % FeO, 0,13–0,15 % MnO. При обеспечении такого состава шлака степень десульфурации металла составляет 70–85 %.

Наиболее подходящий шлак для десульфурации следующего состава: CaO менее 55 %, содержание Al₂O₃ 25–30 %, FeO менее 1 %, SiO₂ и MgO менее 5 % [239, 240].

Для организации процесса десульфурации стали в АКП наиболее широко используются шлаки, содержащие 50–70 % CaO, 10 % SiO₂, 20–35 % Al₂O₃, наибольший коэффициент L_s был достигнут в области существования трехкальциевого силиката и извести в жидкой фазе (рис. 1.3). При содержании в шлаке Al₂O₃ до 16 % доля его основных свойств максимальна, однако при превышении содержания Al₂O₃ более 30 % наблюдается возрастание его кислотных свойств. Таким образом, при формировании шлаков в сталеразливочном ковше во время обработки в АКП не следует увеличивать в них содержание Al₂O₃ более 30 %, т.к. при превышении этого показателя Al₂O₃ ведет себя как кислотный оксид, т.е. снижает десульфурующую способность и повышает его агрессивность к футеровке АКOC [241]. При содержании в шлаках АКП Al₂O₃ в интервале от 16 до 30 % происходит изменение основных свойств на кислотные [242].

Установлено, что одним из значимых факторов, влияющих на процесс десульфурации, является содержание Al₂O₃ в шлаках, формируемых в сталеразливочном ковше при обработке на АКП. При увеличении в шлаках оксида алюминия, изменяется десульфурация и, соответственно, технологический параметр L_s между оксидным расплавом и металлом [221, 243, 244].

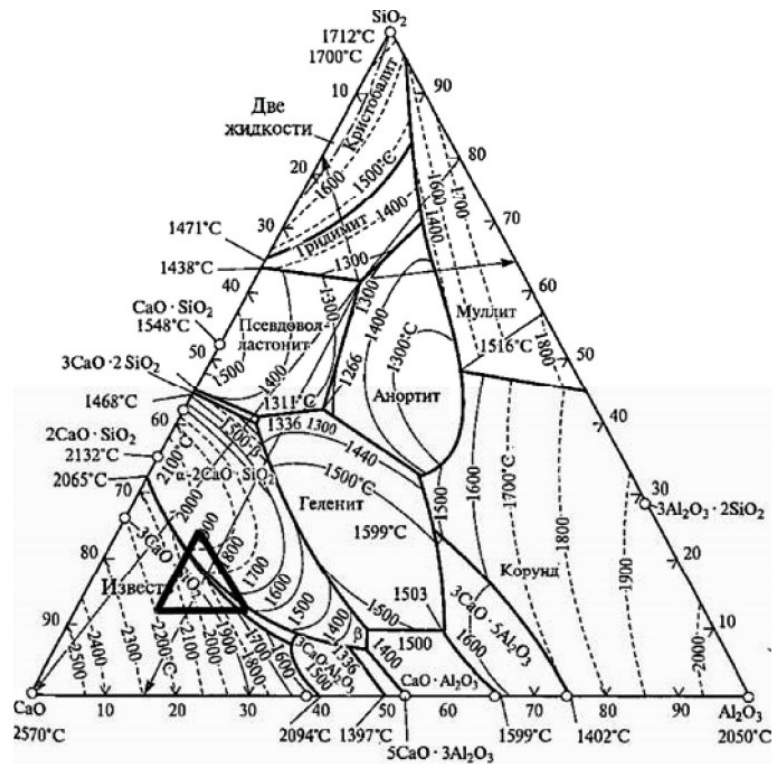


Рисунок 1.3 – Область диаграммы состояния тройной системы $\text{CaO}-\text{Al}_2\text{O}_3-\text{SiO}_2$, соответствующая составам рафинировочного шлака

Для определения взаимосвязей технологических параметров на удаление серы из расплавленного металла в конвертере была применена оптическая основность оксидных расплавов, однако нужно брать во внимание, что MnO и FeO повышают сульфидную емкость шлаков [245, 246]. Дополнительно, необходимо учитывать, что увеличение FeO в шлаке способствует росту окисленности металлического расплава и снижению десульфурующих свойств оксидного расплава [245, 246].

При использовании комплексной обработки расплава, включающей установку доводки чугуна, АКЭС позволяет стабильно достигать содержания серы менее 0,005 % [247].

В работе [248] была определена зависимость L_s от следующих параметров:

- сульфидная емкость шлака;
- окислительный потенциал среды;
- коэффициент активности серы в металле;
- константа равновесия реакции перехода серы из металла в шлак.

Данная зависимость наиболее полно описывает возможность перехода серы из металла в шлак.

Для улучшения процесса десульфурации необходимо снизить активность кислорода в металле и шлаке, например, глубоким раскислением шлака и металла алюминиевыми гранулами, повысить сульфидную емкость шлака и его массу. Данная технология позволяет достигать массовой доли S в готовой низколегированной стали не более 0,004 % [210].

При увеличении расхода твердой шлакообразующей смеси (ТШС) увеличивается степень десульфурации, также десульфурация улучшается при повышении общего содержания алюминия по окончании выпуска [249].

При добавке ТШС для формирования десульфурующего шлака необходимо учесть, что значительное количество ТШС приводит к повышению содержания водорода в стали [250].

Время обработки стали в АКП для полного протекания процессов десульфурации составляет 40–60 мин [236]. Время, необходимое для снижения содержания серы с 0,010–0,020 % до 0,002–0,005 % составляет 40–45 мин [223]. В работе [237] было показано, что для достижения равновесия серы между металлом и шлаком достаточно интенсивного перемешивания в течение 10 мин.

В условиях вакуумирования в ковше, с одновременным вдуванием аргона через днище, большая часть серы удаляется из металла уже в течение 5 мин [231, 232, 236], увеличение продолжительности вакуумной обработки более 10 мин не приводит к большей десульфурации. Для достижения содержания серы на уровне 0,001–0,002 % исходное содержание ее перед вакуумированием не должно превышать 0,010–0,015 % [236]. При обработке металла глубоким вакуумом удаляется более 90 % серы [231, 232].

Внедрением технологии присадки десульфураторов в циркуляционный вакууматор удалось успешно достигать содержания серы менее 0,003 % [251, 252].

При работе АКП на полых электродах за счет внедрения газовых струй в расплав и более интенсивного перемешивания металла и шлака степень десульфурации повышается в среднем на 7 % [252].

Одним из значимых факторов для получения минимального содержания серы в стали является интенсивное перемешивание в сталеразливочном ковше в АКП через донные продувочные устройства [253–255]. В работе [256] показано, что для эффективной десульфурации необходима рациональная подача аргона, т. к. при значительных расходах газа происходит оголение зеркала металла и окисление расплава, что негативно влияет на удаление серы [256].

Таким образом, показано:

1. Для получения требуемого содержания серы в стали необходимо ее удалять на всех этапах металлургического производства, т.е. комплексно подходить к решению этой задачи с учетом технологических возможностей и экономической целесообразности.

2. Удаление серы происходит по двум путям: за счет перевода в шлак, и за счет образования газообразных продуктов.

3. Для перевода серы в шлак в виде сульфидов необходима многоступенчатая технология, заключающаяся в предварительной обработке расплава ТШС при выпуске из сталеплавильного агрегата, наведении высокоосновного жидкоподвижного шлака и заключительная стадия – это обработка расплава флюидизированной известью, вдуваемой в расплав в АКП.

4. Для максимальной десульфурующей способности шлаки должны быть насыщены по СаО.

5. Остаточное содержание серы в металле определяется расходом шлакообразующих материалов. В среднем расход составляет от 8,3 до 20 кг/т стали, при этом остаточное содержание серы будет составлять 0,16–0,008 %, в зависимости от расхода ТШС.

6. Необходимо определить точный состав гомогенного шлака, обладающего максимальной десульфурующей способностью.

1.5. Перемешивание расплава в сталеразливочном ковше

Перемешивание расплава в сталеразливочном ковше имеет важное значение для массообменных процессов протекающих, как в объеме металла, (модифицирование, удаление НВ, микролегирование, инокулирование, выравнивание химического состава и температуры), так и между шлаком и металлом, например, при удалении серы и растворении НВ в шлаке. Поэтому важно знать основные закономерности перемешивания расплава в сталеразливочном ковше.

По данным [257–259] электромагнитное перемешивание является эффективным способом гомогенизации химического и температурного состава стали, а также более экономично по сравнению с газовым перемешиванием. Однако наиболее распространенной является продувка нейтральным газом.

В работе [260] предложен способ ввода нейтрального газа через боковую фурму в сталеразливочном ковше.

Известен способ подачи нейтрального газа с порошковыми материалами, через шиберный узел. Отмечается, что данный способ лучше традиционного – через донную пробку – из-за возможности ввода дополнительных материалов [261].

Интенсивное перемешивание стали, через донные аргонные пробки, обеспечивает максимальную десульфурацию [253].

В литературном источнике [262] показано, что эффективность обработки расплавленного металла в АКП определяется расходом аргона и длительностью продувки [262].

Обработка жидкого металла в сталеразливочном ковше инертным газом позволяет не только усреднить расплав по температуре и химическому составу, но и дополнительно удалить растворенные газы и НВ [133,134, 263].

Удаление НВ зависит от режима продувки. Для эффективного удаления НВ необходимы рациональные режимы продувки [113, 121, 122, 263]. Если интенсивность продувки значительная (более 30 м³/час), [121, 122], то происходит эмуль-

гирование верхних слоев шлака в металл, с дальнейшим образованием крупных НВ в металле [113, 121, 122, 264, 265].

В работе [266] показано, что перемещение донных фурм относительно жидкой стали в горизонтальной плоскости путем качательного вращения внепечных агрегатов (сталеразливочного ковша, АКП) с одновременной подачей нейтрального газа, позволяет охватить перемешиванием весь объем металла.

Физическое моделирование показано, что при продувке расплава в сталеразливочном ковше через одну донную пробку движение расплава не определяется интенсивностью ее работы. Однако, при продувке, через три эксцентрично расположенные фурмы, с повышением интенсивности продувки, скорость перемешивания металла увеличивается. Дополнительно исчезает застойная придонная зона [267].

В работах [268, 269] представлены данные по рациональному расположению двух донных фурм, обеспечивающих минимальное время гомогенизации расплава (рис. 1.4).

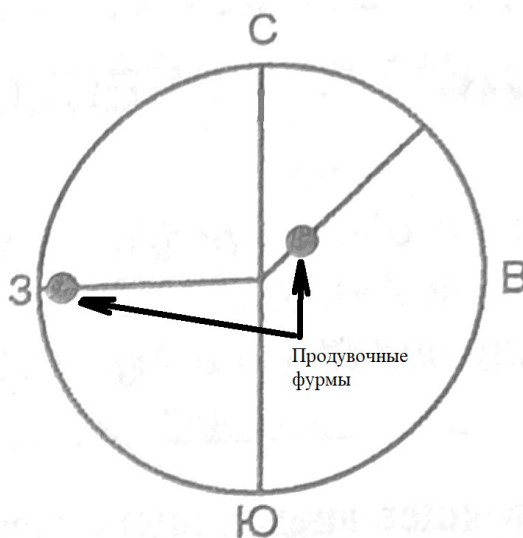


Рисунок 1.4 – Рациональное расположение донных фурм в сталеразливочном ковше

В диапазоне изменения расхода газа от 100 до 2800 л/мин для различных схем расположения фурм в днище ковша объемом 350 т существует зависимость времени усреднения физико-химических свойств расплава от интенсивности продувки и различных вариантов компоновки продувочных узлов. Наибольшее влия-

ние на эффективность перемешивания оказывает расход аргона, наименьшее – расположение продувочных фурм [270]. Однако, при равномерном расходе газа заметное влияние оказывает расположение донных фурм [271].

В сталеразливочных ковшах предусматривается установка продувочных фурм в количестве от одной до трех, расположение которых регламентируются технологическими параметрами выплавки стали, а именно:

- продувочные узлы необходимо располагать таким образом, чтобы вдуваемый в расплав аргон не попадал в зону работы электродов, используемых для подогрева металла и шлака;
- продувочные узлы не могут располагаться в зоне подачи ферросплавов для обеспечения высокой степени их усвоения;
- продувочный узел не должен располагаться в зоне падения струи металла;
- продувочный узел не должен располагаться вблизи стенок металлургического агрегата, чтобы исключить повышенный износ футеровки в данной зоне [272, 273].

Для интенсификации процессов массообмена возможно использовать циклическую подачу нейтрального газа через несколько дутьевых устройств, расположенных в днище сталеразливочного ковша, с переключением подачи газа через каждые 30–90 с при расходе газа от 50 до 500 л/мин [274, 275].

По данным [12, 13] минимальный расход газа для обеспечения «мягкой» продувки составляет 50 л/мин. Максимальный расход газа не должен превышать 150 л/мин, при увеличении интенсивности продувки пузырьковый режим продувки переходит в шлейфовый, что приводит к снижению площади контакта пузырьков газа с расплавом [276].

Таким образом, показано:

1. Перемешивание расплава в сталеразливочном ковше имеет важное значение для массообменных процессов, протекающих как в объеме металла, так и ме-

жду шлаком и металлом. Данные факторы необходимо учитывать при переводе серы из расплава в шлак.

2. При продувке необходимо соблюдать рациональные значения подачи нейтрального газа. Минимальные значения не обеспечивают перемешивание расплава. Сильное перемешивание создает условия эмульгирования шлака в расплав, оголение зеркала металла и вторичного окисления, что способствует увеличению НВ в стали.

3. Рациональный расход газа через одну фурму находится в интервале от 50 до 150 л/мин.

4. В сталеразливочном ковше может быть установлено более одной фурмы. При выборе количества и расположения донных фурм необходимо учитывать технологические параметры обработки стали в АКП.

1.6. Вакуумирование расплава в АКОС

Обработка расплава в агрегатах вакуумирования стали является эффективным способом повысить качество стали.

Воздействие газов на свойства металла сказывается в неравномерном изменении их растворимости в железе при изменении агрегатного состояния и кристаллографической модификации железа.

Важное значение, при этом приобретает охлаждение металла в интервале пониженных температур, когда диффузионная способность атомов значительно уменьшается.

Одной из вредных примесей является водород [1]. Концентрация H_2 в стали в конце плавки незначительна и составляет от 3 до 6 ppm. Данные значения значительно больше его растворимости в α -Fe. Диффузия H_2 при температуре 25 °С может приводить к перераспределению газов в микропорах, что способствует образованию флокенов [277].

Значительная диффузионная способность H_2 в структуре стали, что способствует образованию значительных внутренних напряжений. Данный факт приво-

дит к существенному влиянию данного элемента на физические свойства металла и появлению дефекта – «водородное охрупчивание» [277].

Влияние H_2 на свойства металла выявляется при концентрации 1–2 ppm и с дальнейшим повышением его содержания, такие свойства металла, как пластичность и истинное сопротивление металла разрушению пропорционально уменьшаются. При концентрации водорода в диапазоне от 5 до 10 ppm металл приобретает минимальные пластические свойства, которые не меняются при его увеличении в стали. Дальнейшее увеличение концентрации H_2 приводит к изменению типа разрушения образца: от вязкого к разрушению сколом [277].

Установлено, что при определенных концентрациях водорода в жидкой стали для условий непрерывной разливки возможно развитие процесса выделения пузырьков водорода в жидкий шлак между поверхностью заготовки и внутренней поверхностью кристаллизатора, что способствует снижению скорости образования твердой корочки металла. Вероятность прорыва металла под кристаллизатором увеличивается [278].

Азот может по-разному влиять на свойства стали и проявлять, как положительное, так и отрицательное воздействие на металл.

Азот оказывает положительное влияние, как легирующий элемент при процессах насыщения стали N_2 для увеличения твердости поверхности стальных изделий [277].

Азот оказывает отрицательное воздействие на свойства стали, т.к. его содержание в металле в конце плавки выше растворимости в α -Fe при обычной температуре, составляющей около 0,0015 % [1]. Соответственно, избыточное количество N_2 выпадает в дополнительное соединение – нитрида железа.

Вышеописанными свойствами определяется особенности поведения азота и водорода в сталях и их влияние на характеристики металла.

По литературным данным [1] содержание N_2 в металле, выплавляемой кислородно-конвертерным процессом, составляет 200–500 ppm. Растворимость данного газа в диапазоне температур 0 - 20 °C принимает значение 100 ppm, поэтому

он выделяется в виде нитрида железа из твердого раствора. Такое перенасыщенное состояние газа с металлом может сохраняться не только в период технологических операций с горячим металлом, но и после, в ходе продолжительного периода времени.

Через некоторое время, N_2 , растворенный в стали, может выпадать в приграничную область зерен металла, что приводит к уменьшению прочности и пластичности стали. Данный процесс называется старением [1], что является одним из серьезных пороков, вызываемых повышенным содержанием азота и выпадением его из раствора в виде нитрида железа FeN [1, 277].

Среди известных способов ковшевой обработки важное место занимает вакуумирование, обладающее комплексом технологических возможностей [279]. Существуют несколько основных способов вакуумирования жидкой стали: обработка металла вакуумом во время перелива (струйное вакуумирование), вакуумирование стали непосредственно в сталеразливочном ковше (ковшевое вакуумирование) и обработка металла вакуумом путем ее циркуляции в циркуляционном вакууматоре [280, 281].

Струйное вакуумирование основано на пропускании расплава через герметичную камеру, соединенную с вакуумным насосом. Развитая поверхность раздела металла и разреженного пространства обеспечивает благоприятные условия обработки металла без шлака и значительной продолжительности [279].

Для интенсификации процесса струйного вакуумирования необходимо создание в струе дополнительного количества газовой фазы, например, с помощью ввода аргона в струю через полый стопор [282].

Струйное вакуумирование стали при выпуске из печи устраняет литейные дефекты и повышает ее механические свойства, при этом снижается содержание H и водорода в стали [283].

Ковшевые вакууматоры обеспечивают одновременную обработку в вакууме всей массы металла, находящегося в ковше. К некоторым недостаткам, данного типа вакууматоров, можно отнести сложность технологических процессов из-за

опасности перелива шлака и стали через свободный борт сталеразливочного ковша, и соответственно необходимостью ограничения набора глубокого вакуума. Высота свободного борта сталеразливочного ковша должна находиться в пределах 800–1500 мм [279].

Разработан и испытан способ повышения эффективности вакуумирования стали в вакууматоре ковшевого типа. Особенность предложенного способа вакуумирования определяется созданием двух зон дегазации, непосредственно в сталеразливочном ковше с помощью гидравлического затвора, что дает возможность увеличить скорость набора глубокого вакуума. Движение расплава в области внутреннего свободного борта сталеразливочного ковша и наружной футеровки патрубка усиливает перемещение стали, что приводит к повышению площади взаимодействия стали с областью низкого давления и снижению времени обработки расплава вакуумом, что почти соответствует эффективности технологии VODF и RH при соответствующих материальных затратах [284–289]. Однако, технология порционного и циркуляционного вакуумирования заключается в обработке относительно небольшой части металла, через вакуумную камеру. Новый метод вакуумирования может значительно увеличить интенсивность процесса обработки металла вакуумом, без каких-либо ограничений объемов плавки [279].

1.6.1. Удаление водорода в процессе VOD

В работе [290–292] рассмотрен механизм удаления водорода при ковшевом вакуумировании. Теоретические расчеты показывают, что для удаления водорода до значений 0,7–1 ppm необходимо обрабатывать металл в сталеразливочном ковше не менее 35–40 мин. Однако на практике было показано, что на удаление водорода значительное влияние оказывает остаточное давление при ковшевом вакуумировании. Например, для получения остаточного содержания водорода менее 2 ppm необходимы следующие условия: длительность вакуумирования не менее 20 мин при давлении в вакуумной камере менее 2 мбар, расход аргона через донную фурму не менее 350 л/мин.

Без скачивания шлака невозможно получить содержание водорода в металле после вакуумирования менее 1,5 ppm [293].

1.6.2. Удаление углерода в процессе VOD

Конечное содержание углерода зависит, главным образом, от длительности окислительного вакуумирования, общего расхода аргона и интенсивности его подачи. На некоторых плавках содержание углерода менее 0,002 % было получено при суммарном расходе аргона через донные фурмы 600–900 л/мин.

В тоже время, следует обращать внимание на количество углерода, переходящего в металл из футеровки, которое определяется его содержанием в огнеупорах и интенсивностью их износа, зависящей, в частности, от гидродинамического состояния в системе, продолжительности контакта металла и шлака с огнеупорными материалами, а также химическим составом и температурой металла и шлака [294].

При ковшевом вакуумировании стали в промышленном агрегате возможно гомогенное зарождение пузырей {CO} в объеме металла, которое инициирует процесс самопроизвольного обезуглероживания [295].

1.6.3. Удаление азота в процессе VOD

Процесс ковшевого вакуумирования, при условии обработки стали под вакуумом (менее 1,5 мбар) и времени более 15 мин, позволяет снизить содержание азота в стали на 10–40 ppm, и соответственно достичь требуемых значений не более 0,008 % в ковшевой пробе [296].

По данным [297], конечное содержание азота может быть определено по формулам (1.9) и (1.10):

$$N = N_{\text{равн}} + (N_0 - N_{\text{равн}}) \cdot \exp[-K_v(1-\theta) \cdot \tau], \quad (1.9)$$

$$K_v = 1,267 \cdot 10^{-3} \cdot Q_{\text{Ar}}, \quad (1.10)$$

где, N_0 , $N_{\text{равн}}$ и N – начальная, равновесная и текущая концентрация азота в металле, %;

τ – время обработки вакуумом;

$(1 - \theta)$ – доля свободной поверхности;

Q_{Ar} – средний за обработку расход инертного газа, л/мин.

1.6.4. Десульфурация в процессе VOD

При ковшевом вакуумировании десульфурация более эффективна, чем при атмосферном давлении. Большая часть серы удаляется при вакуумировании в течение 4 мин, степень десульфурации достигает значений 90 % [231, 232, 236]. Дополнительное условие: шлаки должны быть насыщены по CaO [246].

В работах [291, 292] показаны данные по изменению относительной концентрации серы в металле в зависимости от времени обработки рафинировочным шлаком. Было установлено, что во время вакуумирования концентрация серы монотонно снижается. В течение 30 мин вакуумирования удаляется более 50 % всей серы.

1.6.5. Удаление водорода в процессе RH

Циркуляционное вакуумирование позволяет достигать содержания водорода менее 2,0 ppm [298-300].

В работах [126, 155] представлены технологические параметры обработки стали в циркуляционном вакууматоре, обеспечивающие содержание водорода в расплаве после вакуумирования не более 1,5 ppm.

Циркуляционное вакуумирование позволяет достигать содержания водорода менее 2 ppm, при времени вакуумирования более 15 мин [217].

В работе [301] была представлена зависимость остаточного содержания водорода от времени вакуумирования; показано, что для получения содержания водорода менее 1,0 ppm продолжительность вакуумирования должна быть не менее 12 мин.

Наиболее значимыми факторами, влияющими на удаление водорода, являются коэффициент циркуляции, продолжительность вакуумирования и величина остаточного разряжения в вакуум-камере [302].

1.6.6. Удаление углерода в процессе РН

В исследованиях [303, 304] для повышения эффективности вакуумирования в циркуляционном вакууматоре было увеличено количество аргонных трубок с 6 до 12 шт. диаметром 3 мм во всасывающем патрубке, что позволило увеличить расход инертного газа и усилить циркуляцию расплава, соответственно, стабилизируя процесс обработки стали. Среднее содержание углерода после вакуумной обработки составляло 0,0035 %.

Процесс обезуглероживания в РН описывается следующей зависимостью (1.11) [305]:

$$\frac{dC}{dt} = -k_c \cdot (C - C_{eq}). \quad (1.11)$$

Константу скорости реакции k_c можно рассчитать по формулам (1.12) и (1.13):

$$k_c = \frac{Q}{V} \cdot \frac{ak}{(Q + ak)}. \quad (1.12)$$

$$Q = 1,63 \cdot G^{1/3} \cdot D^{4/3} \cdot [\ln(P_{at} / P_{vac})]^{1/3}, \quad (1.13)$$

где, k_c – константа скорости обезуглероживания, мин⁻¹;

C_{eq} – равновесное содержание углерода в расплавленной стали, %;

V – объем расплавленной стали, м³;

Q – скорость циркуляции стали, м³/мин;

G – расход транспортирующего газа, л/мин;

D – диаметр погружного патрубка;

P_{at} – атмосферное давление, Па;

P_{vac} – давление в вакуум-камере во время вакуумирования;

ak – объемный коэффициент реакции обезуглероживания (м³/мин), пропорциональный площади поперечного сечения вакуумной камеры.

Представленные формулы позволяют определить конечное содержание углерода в стали. Однако, данное уравнение не учитывает влияние футеровки сталеразливочных ковшей, выполняемой из периклазоуглеродистых изделий.

В работах [306, 307] было показано, что в диапазоне содержания углерода не менее 0,008 % главной реакцией удаления углерода является «пузырек газа – металл», при более низком содержании данного элемента основными реакциями становятся на площади раздела «металл – газовая фаза – вакуум-камера».

В литературном источнике [308] показано, что для повышения эффективности циркуляционного вакуумирования необходимо увеличить количество подаваемого газа во впускной патрубок. Однако при значительном увеличении расхода газа пузырьки начнут сливаться, что приведет к снижению поверхности контакта пузырей газа с расплавом и уменьшению массопереноса расплава в циркуляционном вакууматоре.

При достижении остаточного давления в вакуум-камере менее 130 Па необходимо увеличить расход газа до максимального и проводить вакуумирование в течение 10–15 мин. Удаление углерода из металла в вакууме проводится до уменьшения в газовой среде угарного газа {CO} до нуля и углекислого газа {CO₂} менее 0,5 %. Данная технология позволяет обеспечить концентрацию элемента углерода после обработки вакуумом не более 0,004 % [309].

Ускорение процесса обезуглероживания путем повышения расхода транспортирующего газа ограничивается величиной 1620 л/мин, после которого расход газа не оказывает заметного влияния на результат процесса обезуглероживания. Процесс обезуглероживания возможно ускорить путем вдувания через фурму реагентов, содержащих оксиды железа. Частицы FeO со значительной площадью раздела фаз будут способствовать появлению пузырьков {CO}, дополнительно они являются донорами кислорода [310, 311].

В процессе глубокого обезуглероживания в вакууматоре RH можно рассматривать следующие реакционные зоны:

- поверхность контакта жидкой стали и пузырьков аргона, вдуваемого в погружной патрубок;
- свободная поверхность жидкой стали в вакуум-камеру;
- пузыри монооксида углерода образованного в ходе реакции углерода.

Выполнить расчеты по каждой из перечисленных реакций практически невозможно, поэтому роль каждой из них была оценена отдельно, а величину суммарного эффекта можно определить по общему обезуглероживанию [312, 313].

1.6.7. Десульфурация в процессе RH

В литературных источниках [251, 252, 314, 315] был предложен способ десульфурации в циркуляционном вакууматоре с помощью присадки десульфураторов в вакуум-камеру. При этом удаление S происходит до значений 0,003 % [156, 251, 252]. Десульфурация стали при вдувании порошка является современным процессом. В порошке концентрация CaO составляет 88 %; CaF₂ – 5 %; SiO₂ – 2,5 %; MgO – 2,5 %. Размер 70 % частиц порошка не превышает 1 мм [316, 317].

В работах [318, 319] отмечено, что в настоящее время ведущие позиции занимают технологии циркуляционного и ковшевого вакуумирования. По сравнению с процессом RH установка VD отличается дополнительной свободной высотой борта (более 1,0–1,3 м), наличием пористой пробки, бесшлаковым выпуском, более продолжительным рабочим циклом, более сильным охлаждением стали, хорошей десульфурацией при взаимодействии металла и шлака, повышенным расходом на огнеупоры. В процессе RH возможно осуществить химический подогрев металла.

В ряде работ было отмечено преимущество циркуляционного вакуумирования по сравнению с ковшевым [320, 321].

Таким образом:

1. Ковшовое и циркуляционное вакуумирование стали позволяет удалять H₂ до концентраций менее 0,0002 % и углерод до значений 0,002–0,004 %.

2. В рассмотренном литературном обзоре представлено влияние технологических факторов на удаление углерода, однако не рассмотрено влияние периклазоуглеродистой футеровки сталеразливочного ковша на остаточное содержание углерода в металле.

3. Не определено влияние износа футеровки вакуум-камеры на технологические параметры обработки стали.

1.7. Выводы и постановка задач исследований

Анализ представленного обзора литературных источников показывает, что для исследования и оптимизации ковшевой обработки стали необходимо рассмотреть следующие вопросы.

1. Необходимо исследовать свойства шлаков и определить их десульфурierende свойства с целью достижения рациональных расходов шлакообразующих материалов.

2. Исследовать влияние шлака на износ футеровки и подобрать рациональный состав шлака, обладающего максимальными десульфурierende свойствами и минимальным агрессивным воздействием на футеровку АКОС и АКП. Дополнительно, необходимо определить границы гомогенизации шлака в зависимости от его химического состава, наводимого в АКОС и АКП.

3. Исследовать механизмы удаления примесей из расплава, при пониженном давлении, в циркуляционном вакууматоре с целью определения рациональных технологических параметров обработки стали в нем.

2 ОПРЕДЕЛЕНИЕ РАЦИОНАЛЬНОГО СОСТАВА ШЛАКА, ОБЛАДАЮЩЕГО МАКСИМАЛЬНЫМИ ДЕСУЛЬФУРИРУЮЩИМИ СВОЙСТВАМИ

Сера оказывает вредное влияние на служебные свойства стали, поэтому современные металлургические предприятия, выпускающие высококачественную сталь, организуют технологию выплавки металла с достижением минимального содержания серы в готовом изделии [322].

2.1. Баланс серы по этапам металлургического производства

Готовая сталь в том или ином количестве содержит все примеси, входящие в состав не только металлических шихтовых материалов, но и в состав шлаковой и газовой фаз, а также футеровки [1]. Поэтому содержание серы в конечном продукте зависит, как от технологии производства, так и от используемых сырьевых материалов.

Для получения хороших значений по удалению S из стали нужно изучить пути ее появления в металлическом расплаве, и дополнительно различные технологические процессы, определяющие условия десульфурации.

Схемы производства стали на металлургических предприятиях незначительно отличаются друг от друга. Рассмотрим удаление серы на примере металлургического завода с полным производственным циклом АО «ЕВРАЗ НТМК».

На металлургическом предприятии с полным производственным циклом АО «ЕВРАЗ НТМК» существует вспомогательный процесс, заключающейся в удалении ванадия, данную стадию нужно принимать во внимание при изучении этапов выплавки металла [323]:

- добыча полезных ископаемых, содержащих оксиды железа;
- обогащение добытых материалов;
- окускование обогащенного концентрата;
- производство чугуна, содержащего ванадий;
- выплавка полупродукта и получение ванадиевого шлака;

- десульфурация полупродукта;
- выплавка стали в конвертере;
- обработка металла в сталеразливочном ковше в АКП;
- обработка стали в вакууматоре циркуляционного типа;
- разливка стали.

В зависимости от технологических параметров, проходящих на различных этапах производства и осуществляемых на различном оборудовании, будет варьироваться количество серы в рассматриваемом материале. Изменение концентрации серы в различных материалах по стадиям металлургического передела для условий АО «ЕВРАЗ НТМК» показано в таблице 2.1 [322, 324].

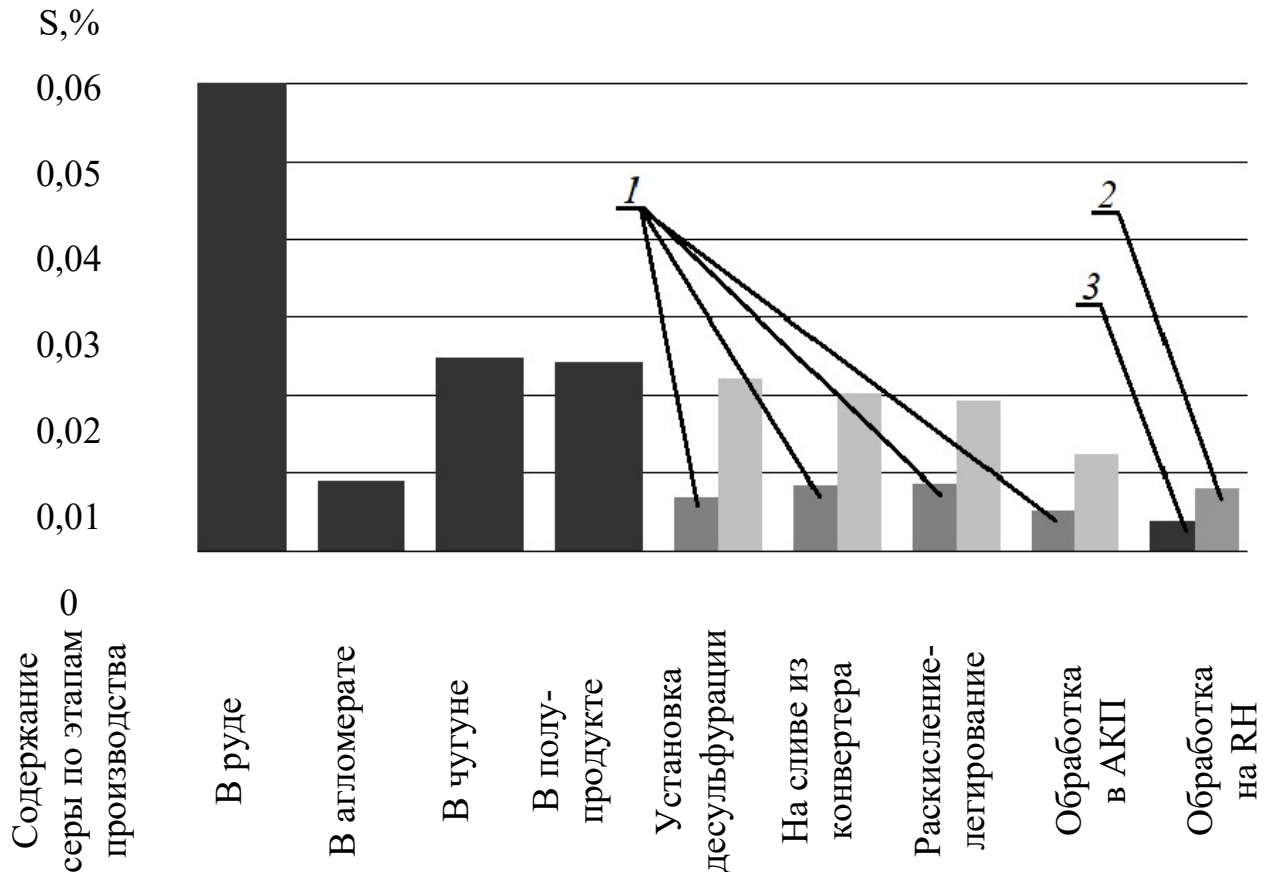
Таблица 2.1 - Увеличение и уменьшение концентрации S материалах на различных стадиях металлургического производства, %

Стадия металлургического производства	Концентрация S в материале, ppm			
	С внепечной десульфурацией		Без внепечной десульфурацией	
		Без обработки вакуумом в агрегате RH		С обработкой вакуумом в агрегате RH
Рудный материал	$6 \cdot 10^{-6}$			
Железорудное сырье	$0,9 \cdot 10^{-6}$			
Подготовленное топливо	$5,9 \cdot 10^{-6}$			
Пылеугольное топливо	$34,0 \cdot 10^{-6}$			
Домна	$2,49 \cdot 10^{-6}$			
Чугун	$2,44 \cdot 10^{-6}$			
Внепечное удаление серы	$0,68 \cdot 10^{-6}$	$0,68 \cdot 10^{-6}$	–	–
Сталеплавильный агрегат	$0,83 \cdot 10^{-6}$	$0,85 \cdot 10^{-6}$	$1,96 \cdot 10^{-6}$	$2,06 \cdot 10^{-6}$
Агрегат «ковш-печь» (начальная стадия обработки)	$0,84 \cdot 10^{-6}$	$0,86 \cdot 10^{-6}$	$1,92 \cdot 10^{-6}$	$1,96 \cdot 10^{-6}$
Агрегат «ковш-печь» (финишная стадия обработки)	$0,46 \cdot 10^{-6}$	$0,57 \cdot 10^{-6}$	$1,2 \cdot 10^{-6}$	$1,26 \cdot 10^{-6}$
Вакуумирования стали в RH	$0,39 \cdot 10^{-6}$	$0,57 \cdot 10^{-6}$	–	$0,8 \cdot 10^{-6}$
Разливка стали	$0,39 \cdot 10^{-6}$	$0,57 \cdot 10^{-6}$	$1,2 \cdot 10^{-6}$	$0,8 \cdot 10^{-6}$

Из материалов, представленных в таблице 2.1, видно, что концентрация S после внепечной обработки составляет 0,0068 %, данный показатель достаточно

высокий, поэтому данный элемент снижает физические характеристики готовых изделий.

Дополнительно, увеличение и уменьшение концентрации S материалах на различных стадиях металлургического производства показано на рисунках 2.1 и 2.2 [322].



1 – плавки, обработанные на установке десульфурации; 2 – плавки, обработанные на циркуляционном вакууматоре; 3 – плавки, обработанные на установке десульфурации и циркуляционном вакууматоре

Рисунок 2.1 – Диаграмма распределения серы по этапам производства АО «ЕВРАЗ НТМК»

Концентрация S в слитках, полученных на машинах непрерывного литья заготовок, составляет 0,0039 %. Такое минимальное значение возможно получить при комплексной обработке стали в различных агрегатах ковшевой обработки [322].

Для расчета коэффициента распределения серы между шлаком и металлом в сталеразливочном ковше агрегата «ковш-печь» используем формулы (2.1)–(2.3).

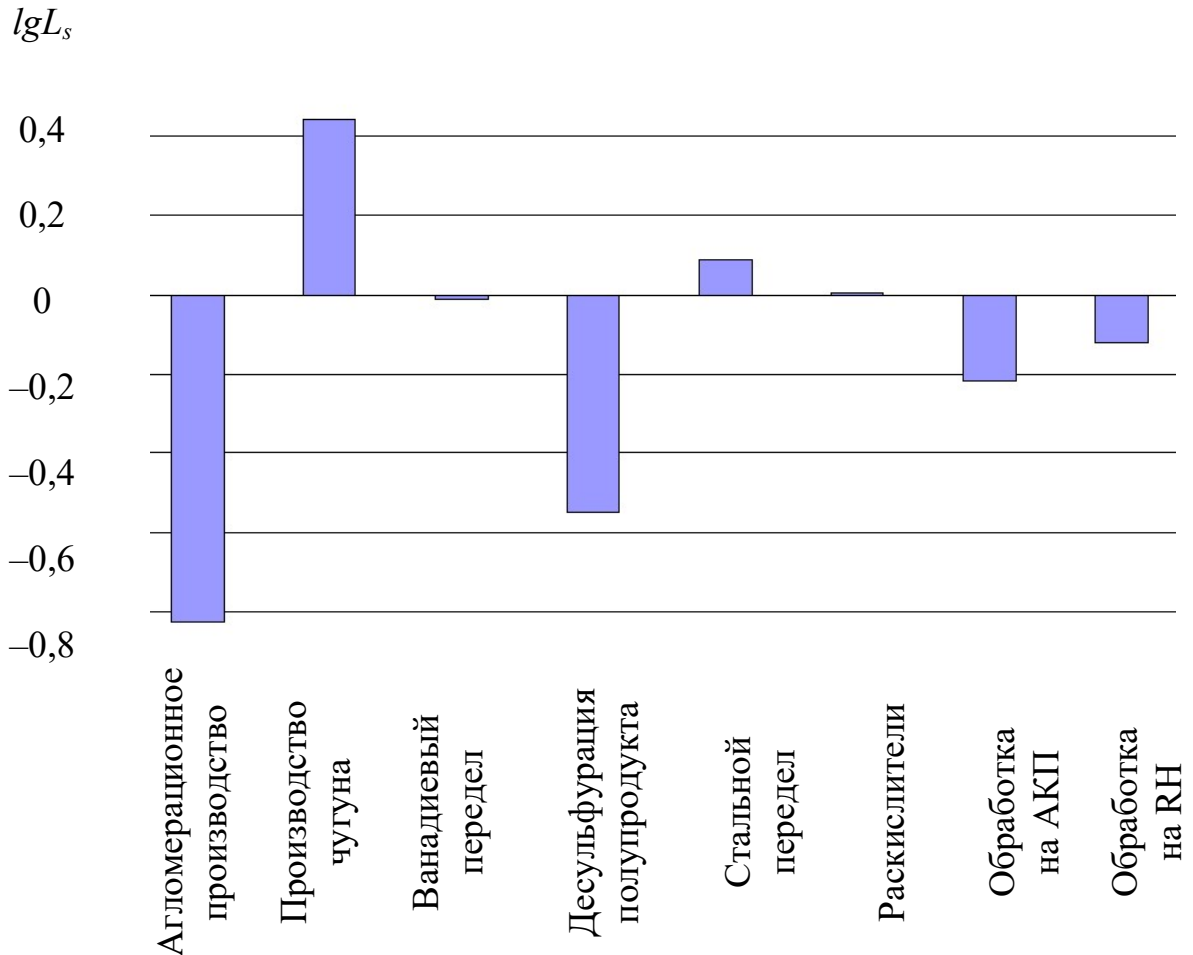


Рисунок 2.2 – Коэффициент распределения серы по этапам производства АО «ЕВРАЗ НТМК»

$$M \cdot [S_0] + m \cdot (S_0) - M \cdot [S]_k + m \cdot (S)_k, \quad (2.1)$$

где, (S_0) – первоначальная концентрация S шлаке, $(S_0) = 0$;

$[S]_0$ – первоначальная концентрация S в металле;

$[S]_k$ – окончательная концентрация S в металле;

$(S)_k$ – окончательная концентрация S в шлаке;

M – средний вес металла в сталеразливочном ковше (152,0 т);

m – масса сформированного шлака в сталеразливочном ковше (1,98 т.).

$$L_s = \frac{(S)_k}{[S]_k}, \quad (2.2)$$

$$\lambda = \frac{m}{M}, \quad (2.3)$$

где, λ – отношение масс шлака и металла.

Преобразовав уравнения (2.1)-(2.3) возможно определить один из важнейших параметров десульфурации – коэффициент распределения серы между металлом и шлаком L_S :

$$L_S = \frac{\left(\frac{[S]_0}{[S]_k} - 1 \right)}{\lambda}. \quad (2.4)$$

Применив формулу (2.4) и данные, представленные в таблице 2.1, определим средние показатели L_S в АКП ($L_S = 47,0$).

Из литературного источника [1] L_S может находиться в интервале значений 50–100, еще более значимые результаты показаны в источнике [325] – L_S более 200.

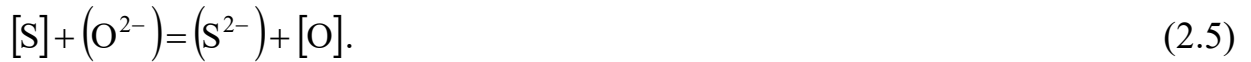
Анализ литературных источников и выполненные теоретические расчеты показали, что десульфурующая способность шлаков, формируемых в АКП, до конца не используется и возможны пути его повышения корректировкой химического состава шлака [322]. Поэтому для понимания физико-химических процессов, протекающих между металлом и шлаком в установке АКП, необходимы более глубокие исследования.

Таким образом:

1. Изучено поведение S по стадиям производства стали от рудных материалов до стальных слитков.
2. Удаление S на участке внепечной обработки в установке десульфурации не позволяет достигать концентрации серы менее 0,005 % в стали.
3. Для достижения концентрации S не более 0,005 % в стали нужно использовать комплекс технологических операций, состоящий из обработки полупродукта на установке десульфурации стали в агрегате «ковш-печь» и вакууматоре.
4. Исходя из вычислений, показано, что возможность удаления серы, путем перевода ее в оксидный расплав в АКП, реализуется не в полном объеме. Поэтому, для увеличения L_S допустимо регулировать состав шлака.

2.2. Распределение серы между металлом и шлаком

Согласно ионной теории строения шлаков [326, 327], распределение серы между металлом и шлаком происходит за счет наличия в последнем «свободных» анионов кислорода, которые являются источниками электронов, поэтому реакцию перехода серы из металла в шлак можно представить уравнениями (2.5)–(2.7):



Реакция (2.5) не прямая и реализуется через механизм перераспределения элементов между жидкой сталью и шлаком по уравнениям (2.6) и (2.7):



Реакция перераспределения ионов кислорода и серы между металлом и шлаком представлена на рисунке 2.3.

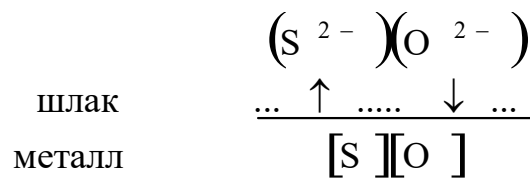


Рисунок 2.3 – Перераспределение ионов серы и кислорода между металлом и шлаком

Дополнительно необходимо учитывать взаимодействие серы и кислорода с атмосферой металлургического агрегата, которые описываются реакциями (2.8) и (2.9).



тогда реакция (2.5), с учетом равновесий (2.8) и (2.9), будет иметь вид



Для определения десульфурующих свойств шлака воспользуемся уравнением (2.11), описывающим зависимость коэффициента распределения серы от технологических параметров КОС [248, 326]

$$L_S^* = \frac{(S)}{[S]} = C_S \cdot \gamma_{[S]} \cdot \frac{1}{p_{\{O_2\}}^{1/2}} \cdot \frac{1}{K_{[S]}^{2.8}} \quad (2.11)$$

где, $p_{\{O_2\}}^{1/2}$ – окислительный потенциал среды, уравнения (2.9);

$\gamma_{[S]}$ – коэффициент активности серы;

$K_{[S]}^{2.8}$ – постоянная равновесия реакции (2.8);

C_S – сульфидная емкость.

2.2.1. Влияние окислительного потенциала среды на коэффициент распределения серы

По литературным данным [327, 328], определяющим фактором, который влияет на L_S^* , является содержание FeO в металле и шлаке.

Согласно формулы (2.11), чем больше $p_{\{O_2\}}^{1/2}$, тем меньше L_S^* ($L_S^* = \frac{1}{p_{\{O_2\}}^{1/2}}$). Однако данный потенциал соответствует содержанию кислорода в стали [O], т.е. L_S^* зависит от окисленности металла.

Кислород имеет высокое сродство к железу, при повышенных температурах может взаимодействовать с ним, образуя FeO. Данный оксид выделяется из металла и растворяется в шлаковой фазе (если она есть). Механизм взаимодействия газообразного кислорода с жидким металлом характеризуется сложным процессом, состоящим из двух стадий [323]:

1 стадия – образование FeO по реакции $\frac{1}{2}\{O_2\} + Fe_{(ж)} = (FeO)$, данный оксид накапливается в шлаке;

2 стадия – концентрация кислорода в металле определяется растворимостью FeO в нем, т.е. распределением оксида железа между металлом и шлаком $(FeO) \leftrightarrow [FeO]$.

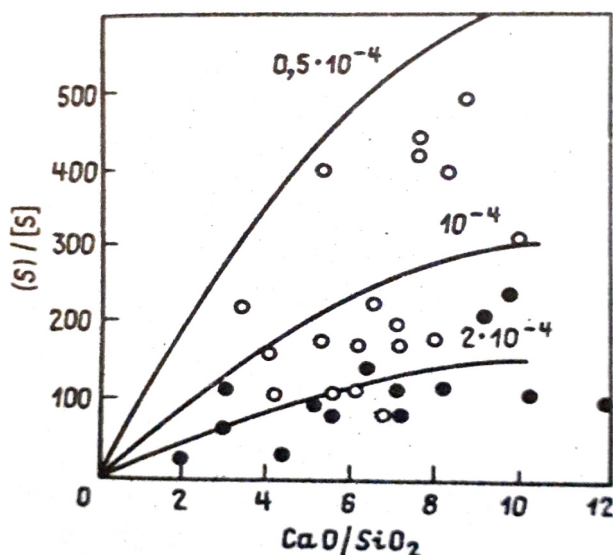
Поэтому можно утверждать, что L_s^* будет соответствовать следующему выражению:

$$L_s^* \approx \frac{1}{[O]} \approx \frac{1}{[\text{FeO}]} \approx \frac{1}{(\text{FeO})}. \quad (2.12)$$

Распределение S между жидкой сталью и оксидным расплавом обратно пропорционально концентрации оксидов железа в шлаке.

Показатель L_s^* можно определить с помощью параметра активности кислорода.

На рисунке 2.4 показано распределение серы между металлом и шлаком, в зависимости от отношения CaO/SiO_2 в шлаке и окисленности металла [328].



○ – цифры у кривых; ● – $\text{FeO} < 0,3\%$, ○ – $(\text{FeO}) > 0,3\%$

Рисунок 2.4 – Влияние основности шлака и кислородного потенциала на распределение серы

Из данных, представленных на рисунке 2.4 можно выделить две позиции [328].

1. Если раскисление шлака идет успешно, то содержание FeO в шлаке $< 0,3\%$. Полученные в действительности отношения $(S)/[S]$ соответствуют равновесию, когда активность кислорода может достигнуть $0,5 \cdot 10^{-4}$.

2. Если раскисление идет медленно или совсем отсутствует, то содержание FeO в шлаке $> 0,3\%$ и соответствует равновесию, где $a_O = 0,0002$.

Поэтому кислород, содержащийся в шлаке в виде оксида железа, значительно снижает L_S .

2.2.2. Коэффициент активности серы

Сера имеет свойство к сильному взаимодействию с Fe, соответственно, может оказывать сильные отрицательные смещения от предсказуемого процесса. Находящиеся в стали элементы реагируют с S, и могут менять показатель $\gamma_{[S]}$ в расплаве. На рисунке 2.5 представлено изменение коэффициента активности серы в зависимости от растворенных в железе элементов [329].

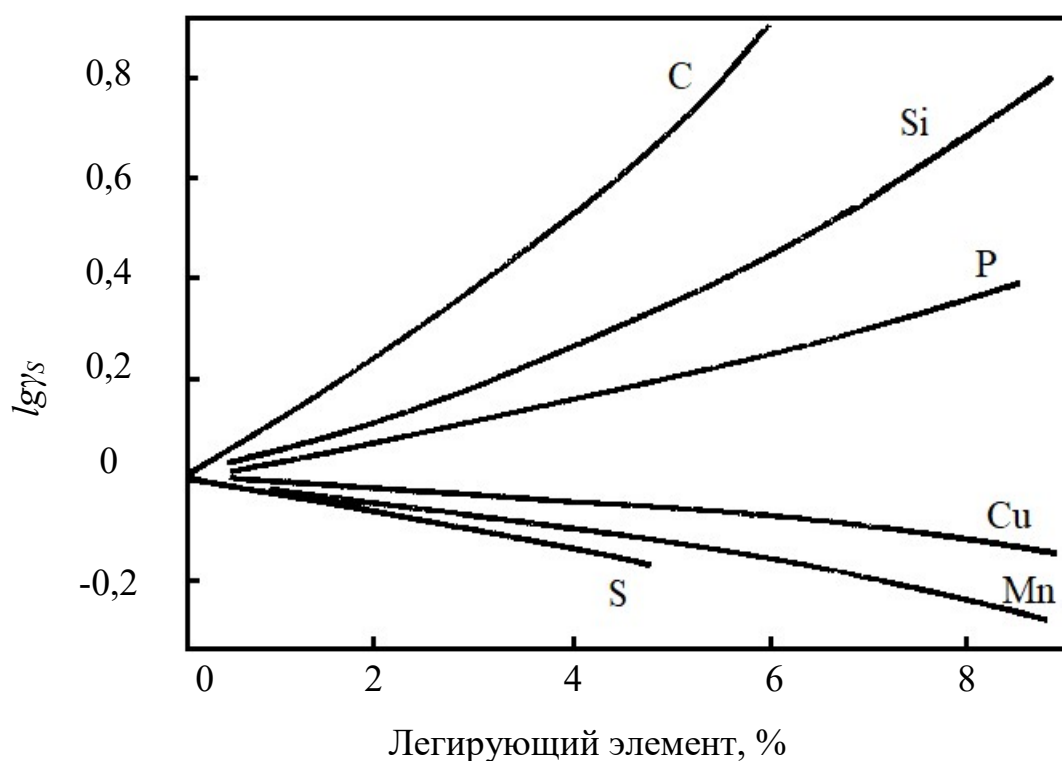


Рисунок 2.5 – Зависимость содержания легирующего элемента в жидком железе на $\lg \gamma_S$ при $1600\text{ }^\circ\text{C}$

Для расчета значений γ_S , по данным [329] возможно использовать параметры взаимодействия:

$$\lg \gamma_S = \sum_{i=1}^n e_S^i [X_i] = e_S^1 [X_1] + e_S^2 [X_2] + \dots + e_S^i [X_i], \quad (2.13)$$

где, e_S^i – параметр взаимодействия элемента с серой;

X – содержание элемента в жидком железе, %.

Из литературных источников известны параметры взаимодействия серы с различными примесями в жидкой стали (табл. 2.2) [329].

Таблица 2.2 - Показатели e_S^i с наиболее важными компонентами в расплавленной стали при 1600 °С

Наименование	Алюминий	Бор	Углерод	Фосфор	Хром	Кислород	Марганец	Ванадий	Азот
e_S^i	0,035	0,13	0,11	0,29	0,29	0,27	-0,026	-0,016	0,03

2.2.3. Определение K_S реакции растворения серы в стали

Константа равновесия реакции $\frac{1}{2} \{S\} = [S]$, из литературных источников [327], соответствует следующему уравнению:

$$\lg K_{[S]} = \lg \frac{[S]}{p_{\{S_2\}}^{1/2}} = \frac{3767}{T} + 0,536. \quad (2.14)$$

2.2.4. Определение сульфидной емкости шлаков

Сульфидная емкость является одной из важнейших характеристик шлаков, применяемых в АКП. Значение C_S позволяет оценить рафинирующую способность шлака и подобрать эффективную технологию десульфурации стали в АКП [327, 330–334].

Согласно данным, представленным в литературном источнике [335], данный параметр можно определить по формуле (2.15):

$$LgC_S = \frac{22690 - 54640 \cdot \Lambda}{T} + 43,6 \cdot \Lambda - 25,2, \quad (2.15)$$

где, Λ – оптическая основность.

Зависимость C_S от Λ при температуре сталеплавильных процессов (около 1500 °С) показана на рисунке 2.6 [335]. Дополнительно, на сульфидную емкость влияет температура. По данным [335] температура, C_S и оптическая основность находятся в зависимости, представленной на рисунке 2.7.

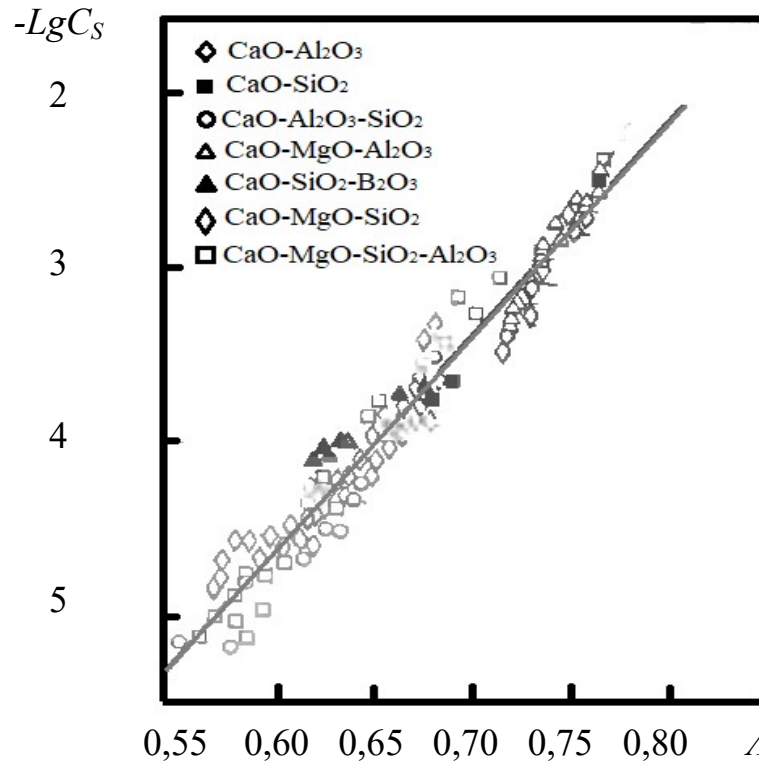


Рисунок 2.6 – Зависимость сульфидной емкости LgC_s от оптической основности при температуре 1500 °C

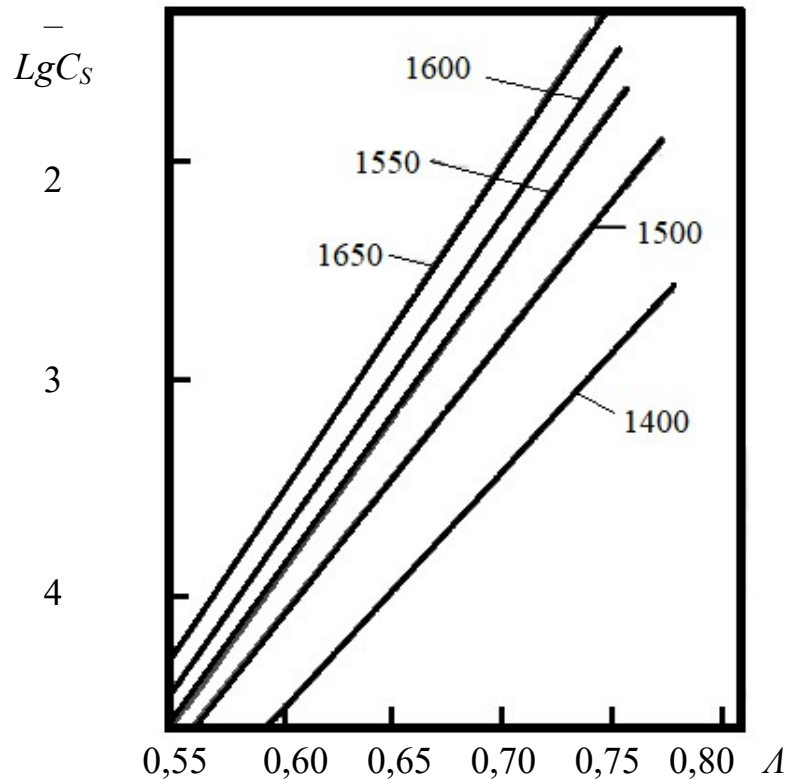


Рисунок 2.7 – Зависимость lgC_s от оптической основности при разных температурах

Графики, представленные на рисунке 2.7, могут быть определены уравнением (2.16). При разных температурах от 1400 до 1650 °С и при параметре Λ менее 0,75, ошибка выявленной зависимости не более 6 % [330–334].

$$\lg C_s = 14,3 \cdot \Lambda - 7,01 - \frac{9908,1}{T}. \quad (2.16)$$

Основные положения оптической основности были разработаны и предложены в трудах по химии стекла Даффи и Инграма, и частично представлены в источнике [335].

В качестве показателя основности оксидных расплавов, как критерия их рафинировочной способности, допустимо использовать оптическую основность Λ , которая показывает возможность анионов кислорода, присутствующих в шлаке, отдавать свои электроны ионам-акцепторам (зондовым ионам) [336].

Для не амфотерных оксидов установлена взаимосвязь между параметром Λ и фундаментальной величиной электроотрицательностью по Полинку (X_i) следующим уравнением [336]:

$$\Lambda_i = \frac{1}{1,36 \cdot (X_i - 0,26)}. \quad (2.17)$$

В ранних работах Даффи и Инграма, в которых в большинстве экспериментов для определения оптической основности использовался ион свинца (Pb^+), было показано, что Λ оксида связана с электроотрицательностью катионов по Полингу (X_i) соотношением [335]:

$$\Lambda_i = \frac{0,75}{(X_i - 0,25)}. \quad (2.18)$$

Электроотрицательность (X) – фундаментальное химическое свойство атома.

Формулы (2.17) и (2.18) дают возможность рассчитать параметр Λ для различных оксидных систем, формируемых из неамфотерных металлов, по уравнению [335, 337]:

$$\Lambda = \sum_{i=1}^n (X_i \cdot \Lambda_i) = X_{MO_1} \cdot \Lambda_{MO_1} + X_{MO_2} \cdot \Lambda_{MO_2} + \dots + X_{MO_n} \cdot \Lambda_{MO_n}, \quad (2.19)$$

где, X_i – эквивалентная катионная доля оксида в расплаве оксидов;

Λ_i – оптическая основность оксида.

Используя формулы (2.17)–(2.19) и данные [338] возможно рассчитать оптическую основность системы, состоящую из различных оксидов. Данные по электроотрицательности представлены в таблице 2.3 [338].

Таблица 2.3 – Показатель $\Lambda_{M_xO_y}$ в зависимости от электроотрицательности

Ион	Электроотрицательность, по Поулингу	Оксиды	Параметр $\Lambda_{M_xO_y}$
Si^{4+}	$1900 \cdot 10^{-3}$	SiO_2	$454,0 \cdot 10^{-3}$
P^{3+}	$2190 \cdot 10^{-3}$	P_2O_5	$386,0 \cdot 10^{-3}$
Mn^{2+}	$1550 \cdot 10^{-3}$	MnO	$577,0 \cdot 10^{-3}$
Mg^{2+}	$1310 \cdot 10^{-3}$	MgO	$708,0 \cdot 10^{-3}$
Fe^{2+}	$183 \cdot 10^{-3}$	FeO	$475,0 \cdot 10^{-3}$
Ca^{2+}	$1000 \cdot 10^{-3}$	CaO	$1000,0 \cdot 10^{-3}$
Al^{3+}	$1610 \cdot 10^{-3}$	Al_2O_3	$551,0 \cdot 10^{-3}$

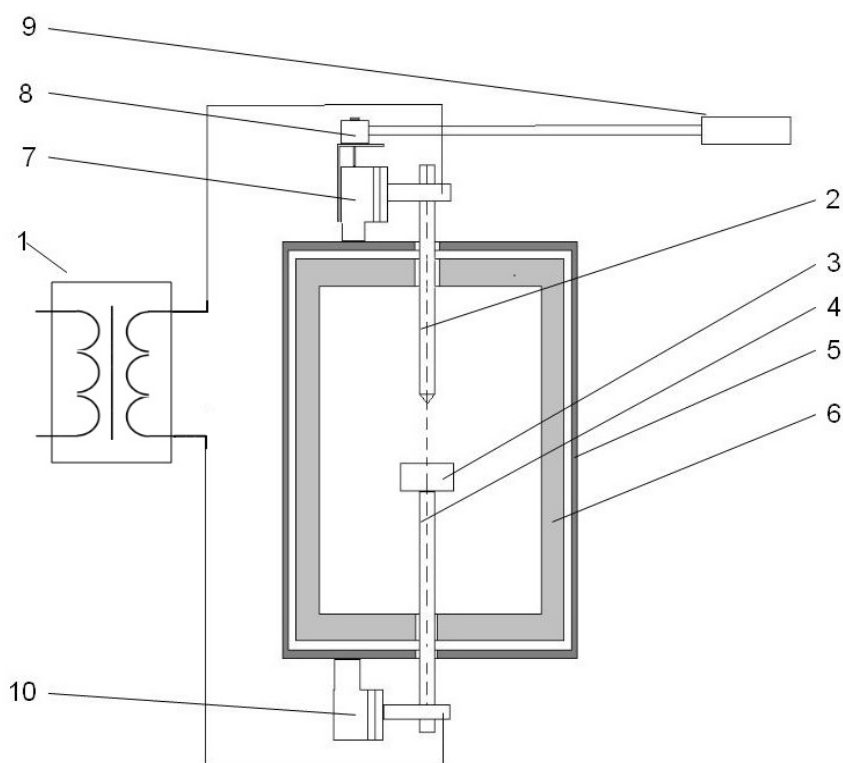
Необходимо отметить, что в концепции оптической основности, предложенной Даффи и Инграмом имеются недочеты, касающиеся поведения переходных оксидов. По мнению данных авторов, амфотерные оксиды могут принимать только постоянные значения, однако в более поздних работах [327, 337] было показано, что Al_2O_3 может проявлять, как основные, так и кислотные свойства, что не учитывается в классической формуле. Также необходимо отметить, что применение классической формулы (2.19) для определения сульфидной емкости (C_s) и коэффициента распределения серы (L_s) по составам шлаков, представленных в разделе 2.3.1 (табл. 2.8) и которые будут рассмотрены ниже, приводит к противоречивым показателям, а именно, при снижении содержания в шлаке SiO_2 и увеличении Al_2O_3 десульфурierende показатели оксидной системы снижаются, что не соответствует объективным показателям технологического процесса обработки стали рафинировочным шлаком в АКП. Поэтому необходимо усовершенствовать методику определения сульфидной емкости для расчета десульфурierende свойств шлака.

2.2.5. Расчет показателя основности многокомпонентного шлака

Оптическая основность определена для чистых оксидов, однако если рассматривать металлургический шлак как многокомпонентную систему, в состав которого входят различные оксиды, в т.ч. и амфотерные, то по данным [337] допускается изменение их свойств, в т.ч. и оптической основности. Оксид алюминия является амфотерным оксидом, поэтому может проявлять, как основные, так и кислотные свойства в зависимости от состава шлака. Поэтому необходимо найти закономерности изменения свойств Al_2O_3 , которые описываются численными значениями.

2.2.5.1. Лабораторные испытания по определению изменения свойств Al_2O_3 в зависимости от состава шлака

Изменение свойств Al_2O_3 произвели путем измерения постоянной составляющей тока (ПТС) в лабораторной установке (рис. 2.8) [337].



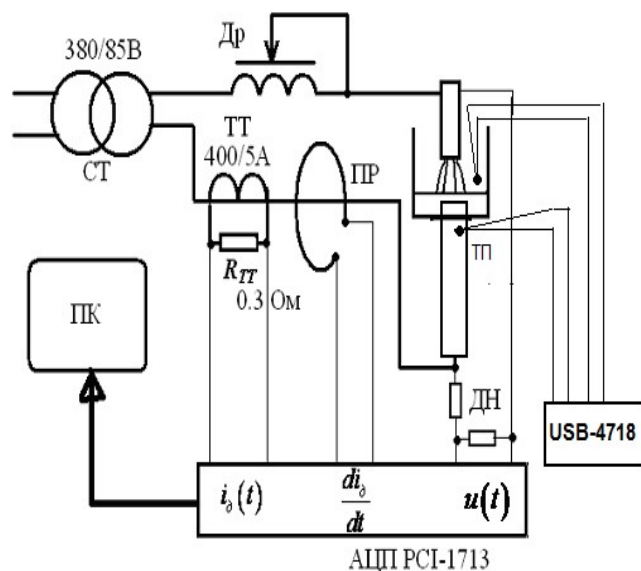
- 1 – трансформатор ТСД-500; 2 – верхний (подвижный) электрод; 3 – тигель;
 4 – нижний электрод; 5 – кожух с асбестовой прокладкой;
 6 – магнезитовая футеровка; 7, 10 – винты; 8 – электродвигатель;
 9 – автоматический регулятор длины дуги

Рисунок 2.8 – Схема лабораторного оборудования

Лабораторное оборудование состоит из однофазной дуговой печи, футеровка которой выполнена из периклазовых изделий. В конструкции печи предусмотрено смотровое отверстие. Электроэнергия поступает от трансформатора марки ТСД-500 (1) через два угольных электрода. Изменение тока и напряжения дуги осуществляется через дроссель насыщения [337].

Тигель, выполненный из графита, с расплавляемым образцом стали ставили поверх графитового электрода. Для измерения параметров дуги использовали винты 7 и 10. Замер температуры проводили термопарой (BP5/BP20), ее располагали в нижнем электроде около тигля. Для сопоставления данных с термопары с реальной температурой расплавленных компонентов в тигле применяли дополнительную (контрольную) термопару, данный измерительный прибор располагали напрямую в расплав во время прекращения работы. Термоэлектродвижущая сила фиксировалась прибором аналогоцифровым преобразователем фирмы «Advantech» USB-4718 и записывалась на электронный носитель [337].

На рисунке 2.9 представлена электросхема лабораторного оборудования и механизм замеров наблюдаемых параметров.



- СТ – сварочный трансформатор; Др – дроссель; ТТ – трансформатор тока;
 ПР – пояс Роговского; ТП – термопары; ДН – делитель напряжения;
 $R_{ТТ}$ – нагрузочное сопротивление трансформатора тока;
 PCI-1713 и USB-4718 – аналого-цифровые преобразователи

Рисунок 2.9 – Принципиальная электрическая схема установки и схема отбора контролируемых сигналов [337]

Напряжение на электродах регулировали к показателям, необходимым для АЦП. Сигнал тока фиксировали за счет изменения напряжения. Для наблюдения за испытанием фиксировали следующие параметры:

- производную тока по времени;
- ток дуги $i_d(t)$;
- напряжение на электродах $u(t)$.

Напряжение, пропорциональное производной тока, получали на выходе пояса Роговского [337].

Все сигналы подавали на входы 16-канального аналого-цифрового преобразователя (АЦП) РСІ-1713 с частотой преобразования 100 кГц. Зафиксированные параметры начальных сигналов запоминались на электронных носителях. Для анализа данных использовалась специальная программа, с помощью которой проводили преобразование различных параметров лабораторной установки [337].

Вычисление постоянной составляющей тока (ПСТ) является не простым вопросом [339–345]. Использование измерения ПСТ обычного прибора не достаточно, из-за значительной ошибки измерения.

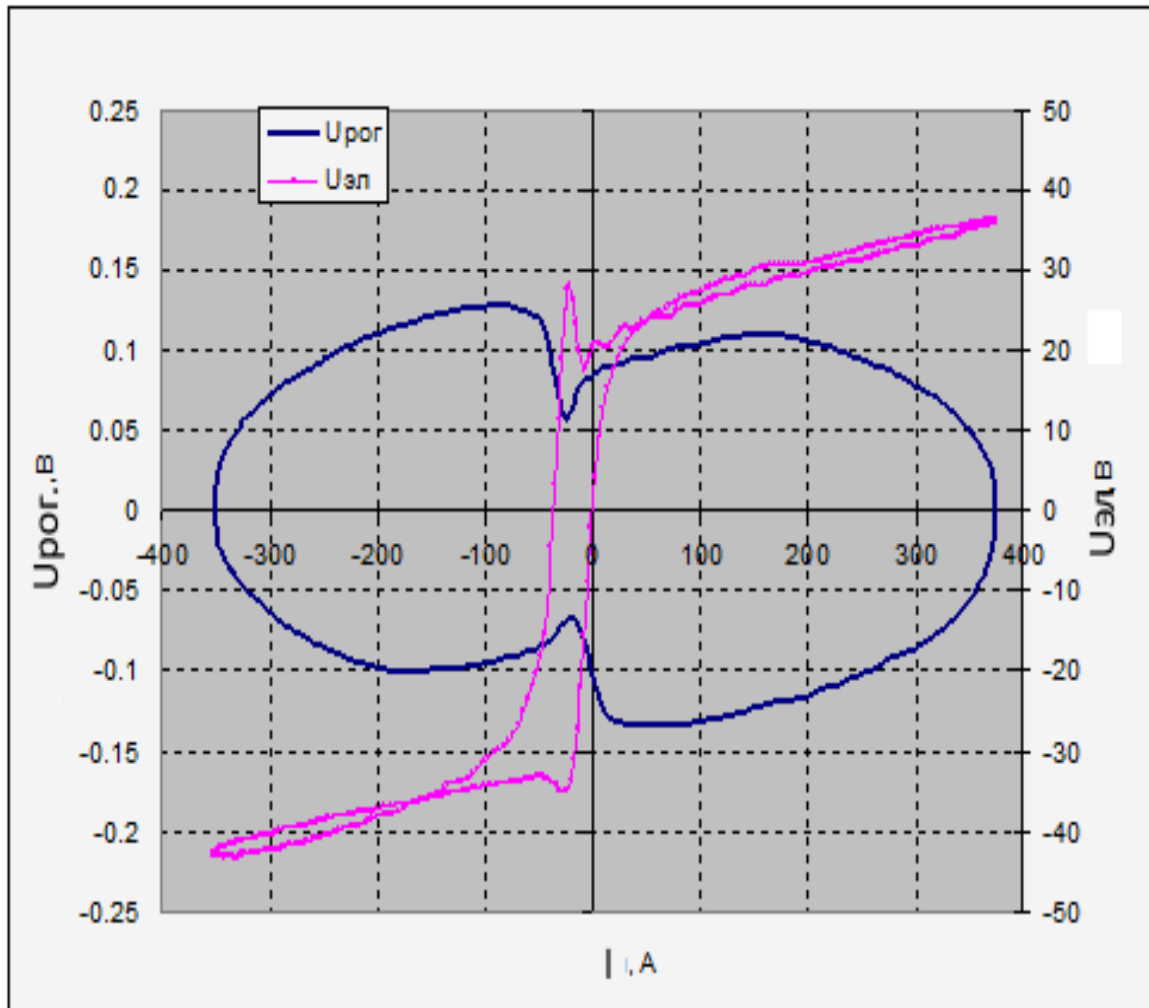
Ошибка в определении постоянной составляющей тока может быть по двум причинам [337]:

- применять трансформаторы тока при его измерении не допускается, т.к. постоянная составляющая тока может изменять передаваемые характеристики трансформатора;
- измеряемое напряжение на электродах, за исключением напряжения дуги, включает снижение напряжение на элементах подводящих ток.

Поэтому, для фиксации замеров тока используем катушку Роговского.

Если интегрировать параметры напряжения с катушки пояса Роговского, то можно посмотреть переменную составляющую тока дуги. По полученным данным определить параметры производной тока дуги от тока – фазовую траекторию

тока и построить динамическую вольтамперную характеристику (рис. 2.10). Полученные показатели отклоняются от истинного нуля. По определению динамической вольтамперной характеристики и фазовой траектории, можно выявить значения этого отклонения и, соответственно, ПСТ [337].



$U_{\text{рог}}$ – сигнал с катушки Роговского (производная тока дуги по времени);

$U_{\text{эл}}$ – напряжение на электродах

Рисунок 2.10 – Динамическая ВАХ и фазовая траектория тока дуги

Для того чтобы отладить методику измерения и для подтверждения, что в системе «графит–графит», ПСНД и ПСТ отсутствуют, были проведены эксперименты по изучению характеристик дуги, горящей между графитовыми электродами. При этом главная проблема заключалась в определении параметров, которые полностью показывают характеристики вентильного эффекта [337].

Способ измерения постоянной составляющей тока. Рассмотрим динамические характеристики дуги – фазовую траекторию и вольтамперную характеристику

ку, данные представлены на рисунке 2.11. Показателем выше представленных параметров является величина тока, которая определяется по сигналам с катушки Роговского и преобразуется по формулам (2.20) и (2.21) [337].

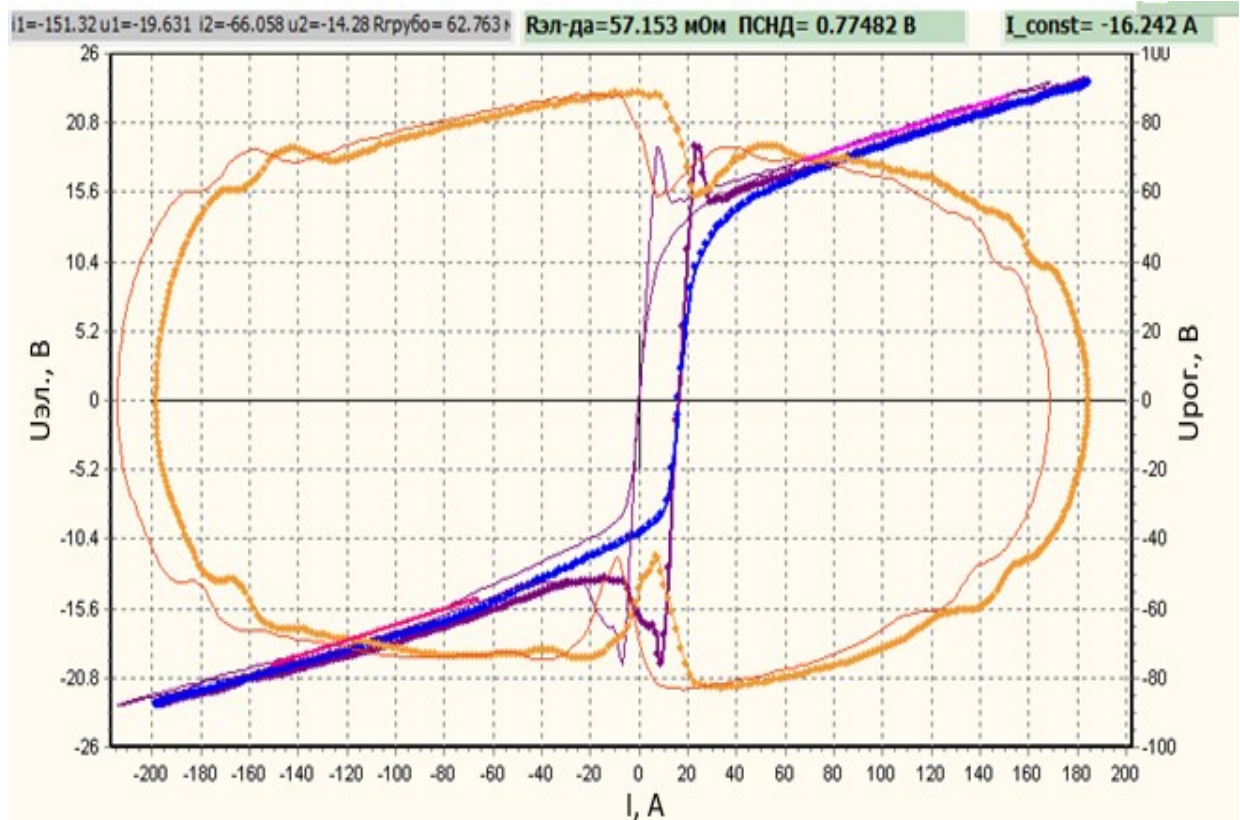


Рисунок 2.11 – Динамическая ВАХ и фазовая траектория тока дуги

$$u_{\text{ПР}} = \sum_{k=1}^N U_{kc} \cos(k\omega t) + U_{ks} \sin(k\omega t), \quad (2.20)$$

$$\tilde{i}_d(t) = \frac{1}{L_{\text{ПР}}} \int u_{\text{ПР}} dt = \frac{1}{\omega L_{\text{ПР}}} \sum_{k=1}^N U_{ks} \cos(k\omega t) - U_{kc} \sin(k\omega t), \quad (2.21)$$

где, $u_{\text{ПР}}$ – напряжение на поясе Роговского;

\tilde{i}_d – переменная составляющая тока дуги;

$L_{\text{ПР}}$ – индуктивность пояса;

ω – круговая частота;

U_{ks}, U_{kc} – амплитудные значения k -й гармоники сигнала.

Ток дуги определен с достоверностью до неизменных показателей. На рисунке 2.12 постоянная составляющего тока равна $I_0 = -16,2$ А, соответственно выражается характеристикой вентильного эффекта дуги [337].

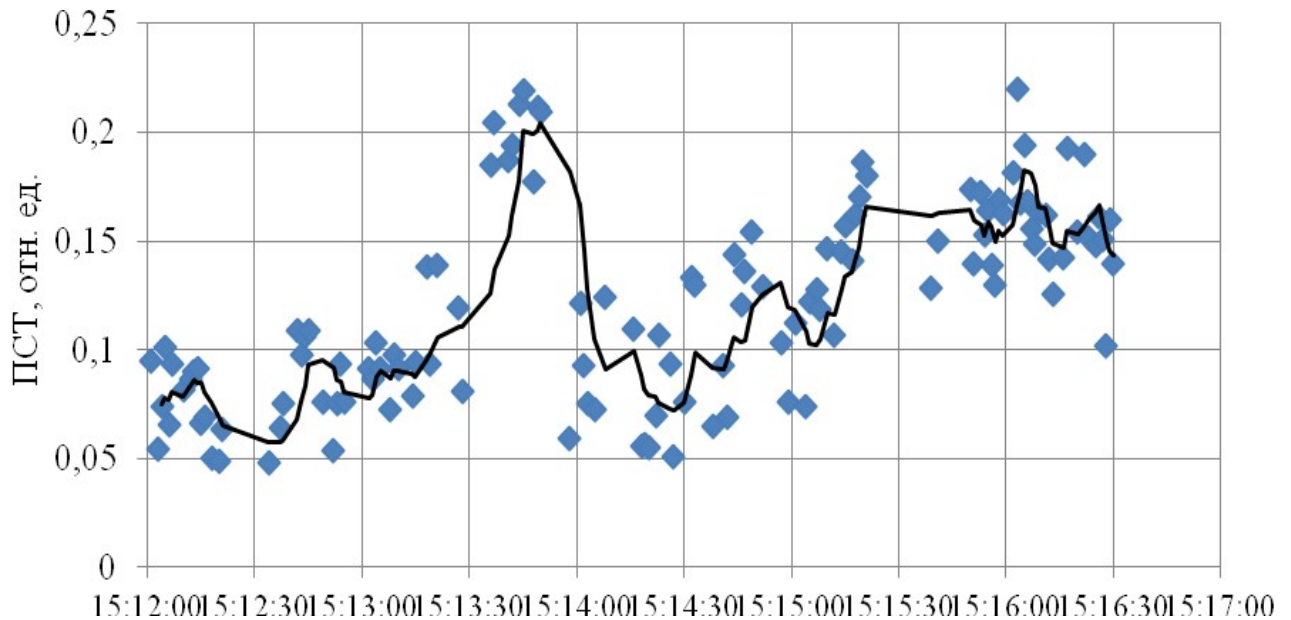


Рисунок 2.12 – Описание ПСТ в среде расплавленных оксидов, отн. ед. Для оценки влияния свойств Al_2O_3 на электрические характеристики горения дуги провели соответствующие эксперименты.

После расплавления лабораторного стального образца массой не менее 200 г на поверхность металлической ванны формировали шлаки различного химического состава (табл. 2.4).

Таблица 2.4 – Химический состав опытных шлаков, %

№ шлака	CaO	SiO ₂	Al ₂ O ₃	MgO	FeO+- MnO
1	70,3	15,1	3,7	10,3	< 1,0
2	58,6	14,3	15,6	10,7	< 1,0
3	45,8	13,4	28,1	11,0	< 1,0
4	38,1	15,1	35,3	11,2	< 1,0

Было проведено четыре опыта. При этом отношение массы шлака к металлу обеспечивалось в пропорции 1:10. Шлак засыпали в лабораторную печь после расплавления металла через верхнее отверстие. График полученных результатов

постоянной составляющей тока отражен на рисунке 2.13. Скачок ПСТ до величины 0,2 отн. ед. объясняется поступлением в печь оксидных материалов [337].

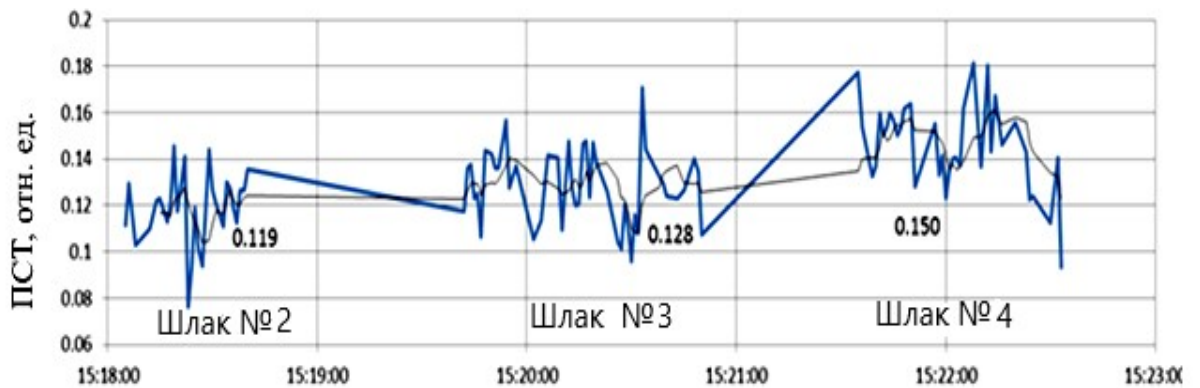


Рисунок 2.13 – ПСТ (отн. ед.) во время ввода шлакообразующих материалов

Из данных представленных на рисунке 2.13 видно, что после первой добавки шлакообразующих материалов, постоянная составляющая тока снизилась, возможно, это результат воздействия оксида алюминия.

Обобщим результаты эксперимента в виде графика функции постоянной составляющей тока от концентрации Al_2O_3 в шлаке (рис. 2.14).

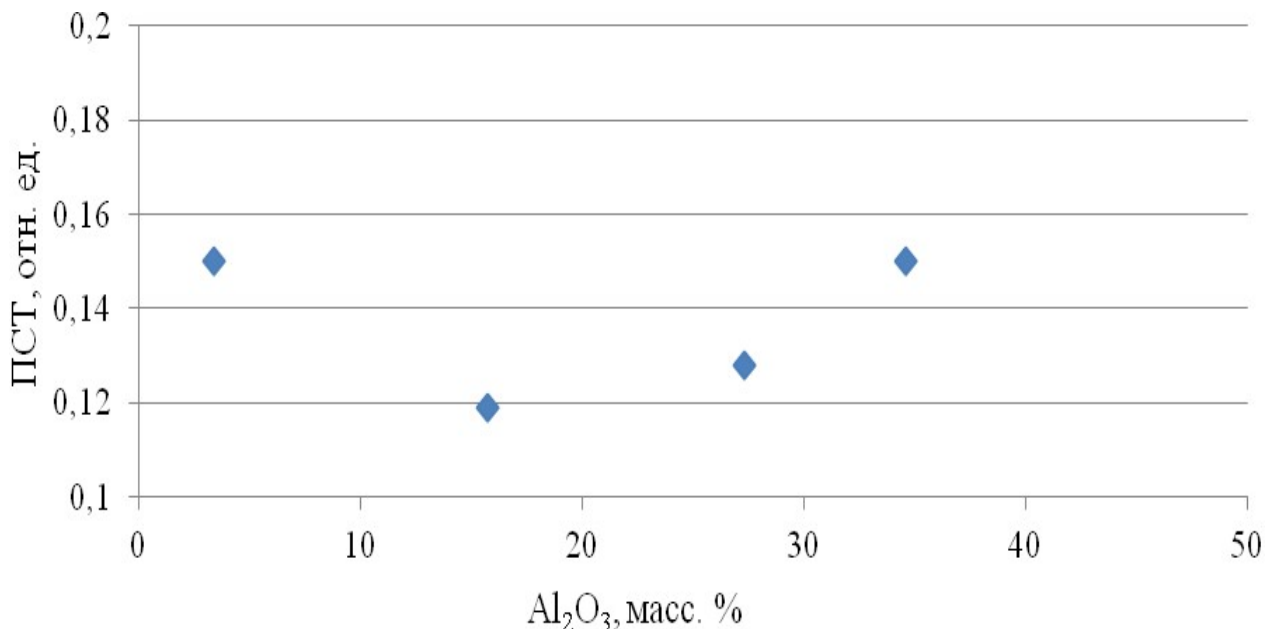


Рисунок 2.14 – Взаимосвязь постоянной составляющей тока (отн. ед.) от количества оксида алюминия в шлаке

Из полученных результатов, представленных на рисунке 2.14, видно, что при добавлении в шлак оксида алюминия до концентрации, приблизительно

18 масс. %, постоянная составляющая тока уменьшается, однако при повышении Al_2O_3 более 20 масс. %, увеличивается ПСТ. Это подтверждают результаты литературных источников [337], что с увеличением концентраций оксида алюминия в системе оксидов, Al_2O_3 показывает все более кислотные свойства. Дополнительно показана примерная концентрация оксида алюминия, при которой осуществляется переход кислотно-основных свойств рассматриваемого оксида на явно выраженные кислотные – это 30,0 масс. % [337]. Следовательно, использование шлакообразующих из расчета увеличения содержания Al_2O_3 до 16 масс. % в рафинировочных шлаках будет благоприятно сказываться на десульфурierenden свойствах шлаков. Увеличение доли шлакообразующих из расчета увеличения содержания Al_2O_3 с 16 до 30 масс. % будет иметь слабое положительное влияние на десульфурierenden свойства. При введении большего количества Al_2O_3 будет наблюдаться ухудшение рафинировочных характеристик шлака [337].

Определив в лабораторных условиях изменение свойств оксида алюминия, провели их сравнение на промышленных плавках и дополнительно определили условия оценки десульфурierenden свойств шлаков, формируемых в АКП.

2.2.5.2. Расчет показателя основности многокомпонентного шлакового расплава

Важной характеристикой структуры шлака, которая влияет на показатель десульфурации оксидного расплава, будет его основность. Для определения данного параметра на практике применяется простое отношение концентраций основного оксида CaO к кислотному SiO_2 .

На первый взгляд, отношение CaO/SiO_2 объективно описывает строение расплавленного шлака. Рентгеноструктурные исследования показали, что расплав оксидов состоит из трехмерной упаковки «свободных» анионов кислорода [336]. Между анионами кислорода могут находиться катионы Ca^{2+} , Mg^{2+} , Si^{4+} , Al^{3+} и т.д., которые обладают различным электростатическим полем (рис. 2.15) [337].

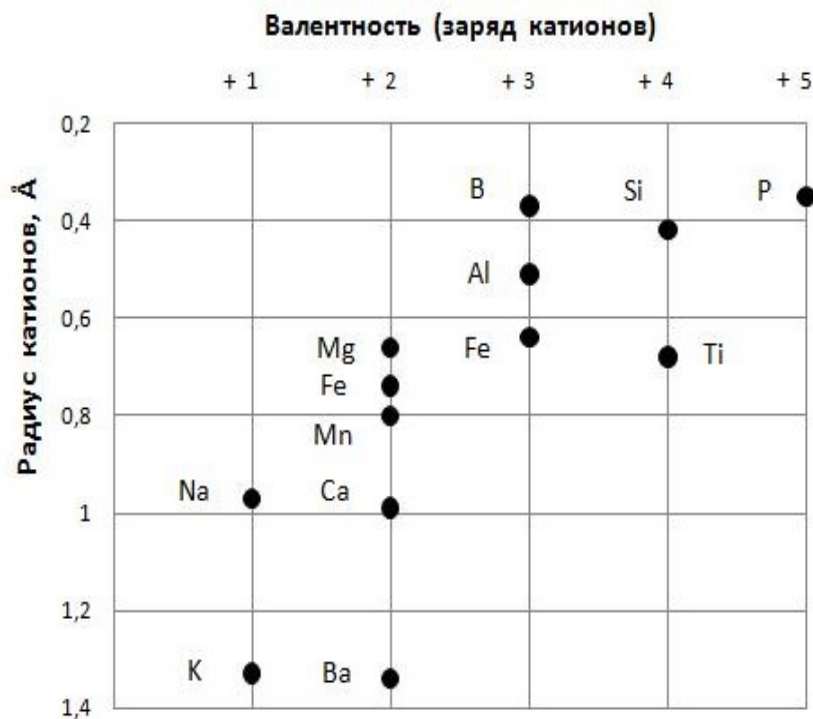


Рисунок 2.15 – Валентности и радиусы катионов оксидного расплава

Из данных, представленных на рисунке 2.15 видно, что ионы Si^{4+} , P^{5+} , B^{3+} , показывающие наивысшую силу электрического поля, сильнее приближают к себе O^{2-} . Из-за более активного взаимодействия с O^{2-} они могут образовывать «тетраэдрические» комплексные ионы состава SiO_4^{4-} . Соответственно, попавшие в зону влияния комплексного иона «свободные» O^{2-} не могут участвовать в обменных реакциях. Реакционная способность шлака снижается.

Ионы металлов Ca^{2+} , Mg^{2+} , Na^+ и др. (рис. 2.15), с низкой электростатической силой, не могут образовывать комплексные анионы. Соответственно, добавка в шлак основных оксидов ведет к увеличению концентраций «свободных» O^{2-} , что приводит к возрастанию рафинировочных свойств шлака [337].

Ионы Al^{3+} , обладающие средней силой влияния на окружающие компоненты шлака, способны, как было показано в лабораторных опытах, к увеличению как «основных», так и «кислотных» характеристик оксидного расплава.

Известно, что рафинировочные свойства шлаков определяются наличием «свободных» анионов кислорода (O^{2-}). В шлаке, формируемом в АКП, присутствуют оксиды, которые являются источниками « O^{2-} » (CaO и MgO) и оксиды, которые их поглощают (SiO_2) путем образования SiO_4^{4-} . Дополнительно, в шлаке при-

существует амфотерный оксид Al_2O_3 , который, как показали лабораторные исследования, может проявлять, как основные, так и кислотные свойства. Поэтому по аналогии с оптической основностью и с позиции ионного строения шлаков было предложено использовать параметр показателя основности (Λ^*), который определяется по формуле (2.22). В данной формуле показатель основности учитывает влияние основных и кислотных оксидов на наличие «свободных» анионов кислорода, а также поведение амфотерного оксида Al_2O_3 , в зависимости от состава шлака [327, 332].

$$\Lambda^* = \sum_{i=1}^n (X_i \cdot \Lambda_i^*)_{\text{ОСН}} - \sum_{i=1}^n (X_i \cdot \Lambda_i^*)_{\text{КИС}} + X_{Al_2O_3} \cdot Y_{Al_2O_3}, \quad (2.22)$$

где, X_i – мольная доля оксида, присутствующего в расплаве («мольная доля»);

Λ_i^* – коэффициент взаимодействия оксида, связанный с электроотрицательностью элементов по Полингу, определяемый по формуле (2.18) («коэффициент взаимодействия»);

$$\sum_{i=1}^n (X_i \cdot \Lambda_i^*)_{\text{ОСН}} - \text{сумма произведений «мольной доли» с «коэффициентом}$$

взаимодействия» основных оксидов, учитывающая наличие «свободных» анионов кислорода;

$$\sum_{i=1}^n (X_i \cdot \Lambda_i^*)_{\text{КИС}} - \text{сумма произведений «мольной доли» с «коэффициентом}$$

взаимодействия» кислотных оксидов, учитывающая поглощение «свободных» анионов кислорода;

$X_{Al_2O_3}$ – мольная доля оксида алюминия в шлаке;

$Y_{Al_2O_3}$ – коэффициент, учитывающий взаимодействие ионов алюминия со «свободными» анионами кислорода, показывающий влияние Al_2O_3 на десульфурierende свойства шлаков в зависимости от химического состава («коэффициент взаимодействия»).

Для удаления серы из металла в сталеразливочном ковше на АКП наводят жидкоподвижные высокоосновные шлаки различного химического состава (табл. 2.5) [346].

Таблица 2.5 – Химический состав оксидного расплава в агрегате «ковш-печь» %

Наименование	Наименьшие показатели	Наибольшие показатели	Средние показатели
Оксид кальция	45	61,9	54
Оксид кремния	10	30,2	22,1
Оксид алюминия	1,8	29,6	13,5
Оксид магния	2,1	9,8	7,3
Оксид железа	< 1,5		
Оксид марганца	< 1,5		

С целью изучения изменения свойств Al_2O_3 в системе шлаковых оксидов были отобраны шлаки с АКП и дополнительные показатели, необходимые для расчетов.

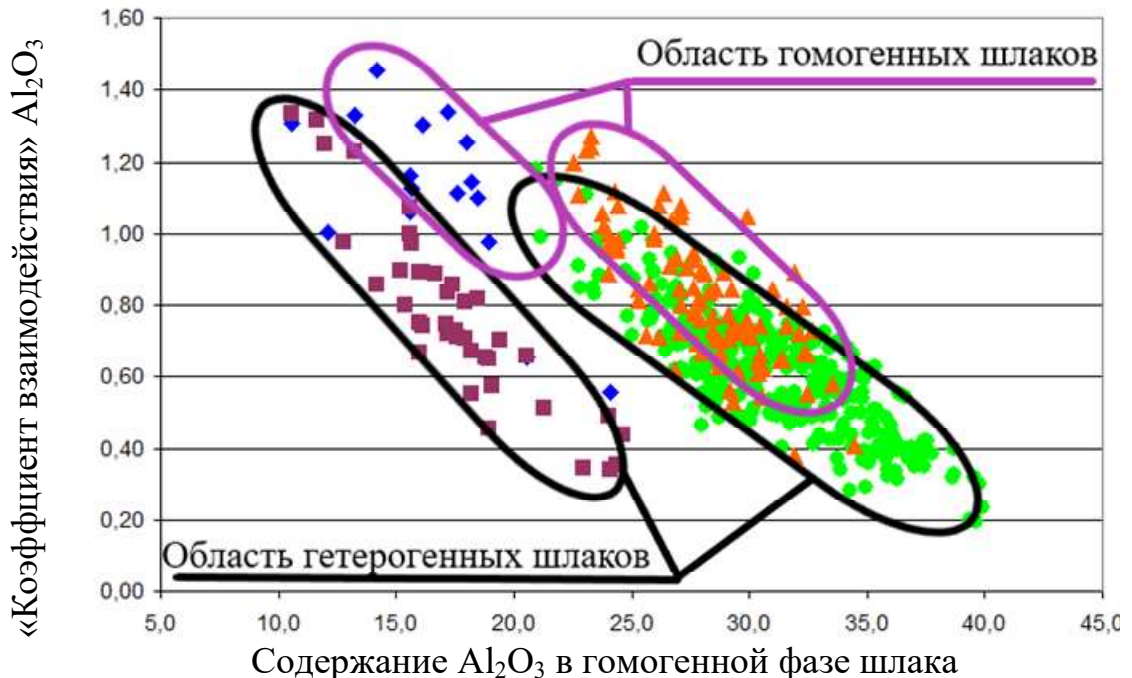
Между металлом и шлаком протекают рафинировочные процессы, однако со стороны шлака в данных процессах участвует только гомогенная фаза. Нерастворенные частицы оксидов не взаимодействуют с жидкой сталью, поэтому первоначальной задачей было определение состава гомогенной фазы в реальных шлаках, наводимых на АКП.

Расчет гомогенной фазы был проведен по методике, представленной в работах [337, 346] и представлен в приложении А.

Рассчитав состав гомогенной фазы рафинировочного шлака, определили влияние содержания Al_2O_3 , входящего в состав шлакового расплава, на «коэффициент взаимодействия» $Y_{Al_2O_3}$. Для расчетов использовались данные с реальных промышленных плавов. Дополнительно, необходимо отметить, что одним из условий выбора анализируемых плавов было достижение условного термодинамического равновесия серы между металлом и шлаком. Расчет по данному критерию представлен в приложении Б.

Для каждой плавки рассчитывались показатели, представленные в формуле (2.11), $L_{\text{Спрак}}$, $\gamma_{[s]}$, $p_{\{O_2\}}^{1/2}$, $K_{[s]}$, показатель C_s рассчитывался таким образом, чтобы $L_{\text{Спрак}} = L_{\text{Стеор}}$, за счет изменения «коэффициента взаимодействия» $Y_{Al_2O_3}$.

Данные по расчетам представлены в Приложении В. Данные по изменению «коэффициента взаимодействия» $Y_{Al_2O_3}$ в зависимости от содержания Al_2O_3 представлены на рисунке 2.16.



- ◆ гомогенный и ■ гетерогенный шлак в АКП при раскислении $Al+CaC_2$;
- ▲ гомогенный и ● гетерогенный шлак в АКП при раскислении Al .

Рисунок 2.16 – Зависимость «коэффициента взаимодействия» $Y_{Al_2O_3}$ от типа шлака (гомогенный/гетерогенный) и содержания в нем оксида алюминия

Из расчетных данных (рис. 2.16) видно, что шлаки, полностью состоящие из гомогенной фазы, обладают повышенным «коэффициентом взаимодействия» Al_2O_3 , а гетерогенные шлаки обладают пониженным «коэффициентом взаимодействия» оксида Al_2O_3 , по сравнению с гомогенными шлаками.

Повышенный «коэффициент взаимодействия» оксида алюминия в гомогенных шлаках интерпретируется тем, что в гомогенных оксидных расплавах данного типа наблюдается недостаток «свободных» анионов кислорода, источником которых является CaO и, в таких условиях, оксид алюминия показывает в большей степени основные свойства, чем кислотные. Таким образом, гомогенные шлаки обладают повышенной сульфидной емкостью из-за повышенного «коэффициента взаимодействия» оксида алюминия. С позиции ионной теории шлаков это можно объяснить так, что при дефиците «свободных» анионов кислорода возрастает ве-

роятность встраивания AlO_4^{5-} в цепочки кремнекислородных комплексов SiO_4^{4-} , тем самым, исключая дополнительное поглощение « O^{2-} » элементами комплексообразователями.

Дополнительно нужно уточнить, что при увеличении концентраций оксида алюминия в шлаке его «коэффициент взаимодействия» уменьшается, и Al_2O_3 начинает показывать кислотные свойства. Данные выводы хорошо сочетаются с результатами, проведенных в лаборатории испытаний [337, 347].

Учитывая значительное расхождение в рафинирующих свойствах рассматриваемых шлаков, необходимо рассмотреть влияние физических свойств на изменение показателя основности.

2.2.6. Определение «коэффициента взаимодействия» Al_2O_3 гетерогенных шлаков без учета гетерогенной составляющей

В разделе 2.2.5 был рассчитан «коэффициент взаимодействия» Al_2O_3 гетерогенных шлаков с учетом твердой фазы, однако CaO и MgO , находящиеся в твердой фазе, не участвуют в рафинировочных процессах, поэтому необходимо определить данный показатель без учета твердой фазы. Расчеты гетерогенных шлаков без учета твердой фазы представлены на рисунке 2.17.

Из данных, представленных на рисунке 2.17, видно, что, несмотря на исключение из расчетов в гетерогенном шлаке объема твердой фазы, гомогенный шлак обладает повышенными рафинировочными свойствами.

Поэтому вывод о том, что в гомогенных оксидных расплавах наблюдается недостаток «свободных» анионов кислорода, источником которых является CaO , и в таких условиях оксид алюминия показывает в большей степени основные свойства, чем кислотные, целесообразен.

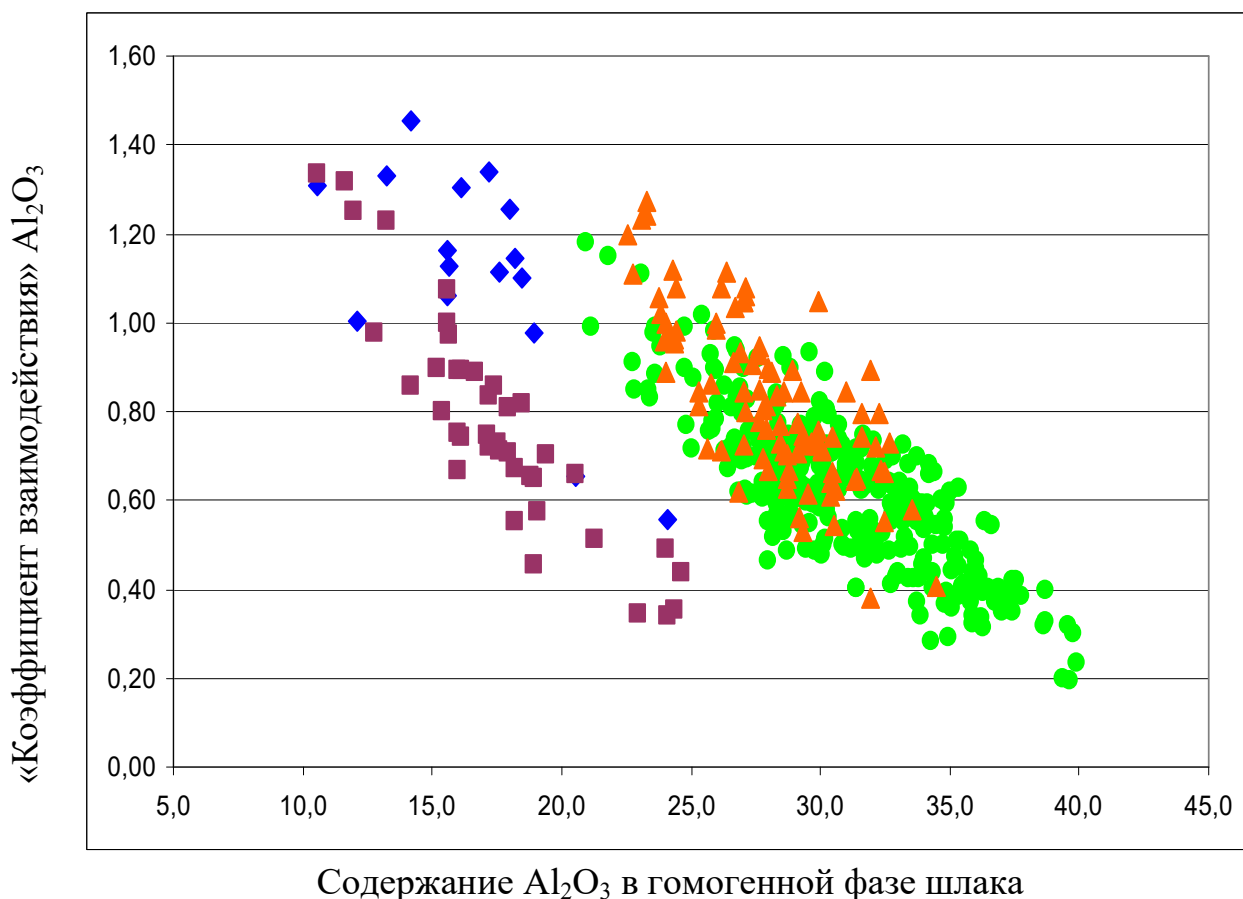


Рисунок 2.17 – Зависимость «коэффициента взаимодействия» Al_2O_3 от типа шлака (гомогенный/гетерогенный) и содержания в нем Al_2O_3 (для гетерогенного шлака коэффициент рассчитывался без учета твердой фазы)

2.2.7. Определение L_s^* в зависимости от расчетной вязкости шлака на анализируемых плавках

Вязкость является важнейшим из динамических свойств шлаков. Высокая вязкость препятствует массопереносу в оксидном расплаве, приводит к снижению скорости протекания химических процессов. Вязкость оксидного расплава описывается составом и температурой [348–350]. Величина данного параметра сталеплавильных шлаков находится в интервале 0,1–0,3 Па·с [1]. У жидкоподвижных оксидных расплавов вязкость менее 0,1 Па·с. Величина данного параметра у густых оксидных расплавов составляет 0,8–1,0 Па·с. Повышенная вязкость у кислых оксидных расплавов с высоким содержанием оксида кремния [1, 350, 351].

В промышленных условиях шлаки не являются гомогенными. Они имеют высокое содержание твердых образований, состоящих из CaO и MgO , характеризующихся значительной температурой плавления. Соответственно на производстве используют понятие «кажущаяся вязкость». На металлургических предприятиях для понимания показателя вязкости сталеплавильных шлаков говорят о жидкоподвижности или жидкотекучести шлаков.

Для текущего контроля текучести шлака применяют различные типы вискозиметров [352]:

- «Вискозиметр» Герти (рисунок 2.18);
- «Вискозиметр погружения» (рисунок 2.19).

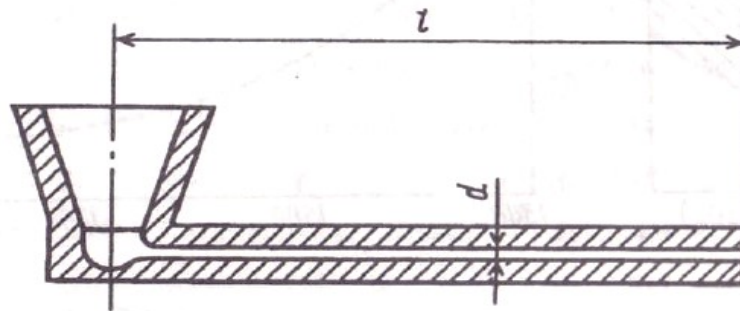


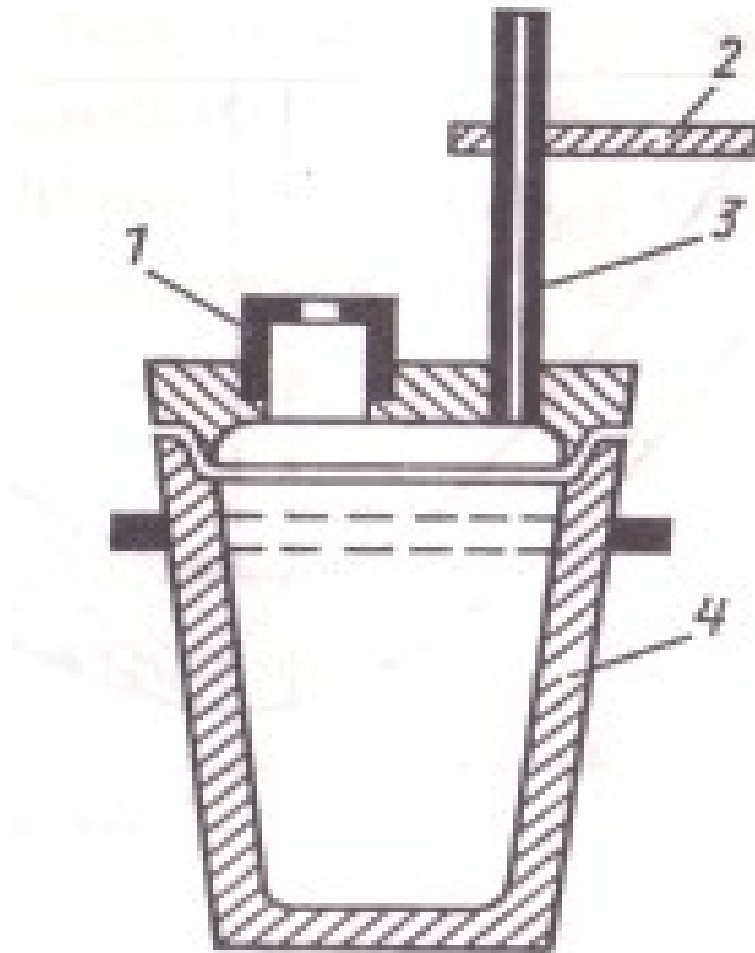
Рисунок 2.18 – Вискозиметр Герти

«Вискозиметр» Герти состоит из двух частей: металлической воронки и металлического горизонтального цилиндра величиной (L) 0,25-0,3 м и диаметром (D) 0,064–0,009 м. В первую часть вискозимитра заливают оксидный расплав. Размер поступившего в трубу расплава оксидов дает понимание о жидкоподвижности шлака (табл. 2.6) [352].

Таблица 2.6 - Замеры жидкоподвижности оксидного расплава по размерам, поступившего и застывшего в цилиндре

Жидкоподвижность оксидного расплава	Длина цилиндра, мм при $D=6,4$ мм
Низкая	0,0–50,0
Средняя	100,0–150,0
Высокая	> 180,0

По литературным данным [351], данный способ не в полной мере описывает вязкость оксидной системы, т.к. размер цилиндра застывшего шлака находится в зависимости от других причин.



1 – тигель; 2 – шайба; 3 – трубка; 4 – емкость

Рисунок 2.19 – Вискозиметр для замера вязкости шлака методом погружения

Жидкотекучесть оксидного расплава, определенная методом погружения, имеет более достоверные показатели [353]. На производственных площадках устройство опускают приблизительно на 10,0 секунд в оксидный расплав до места нахождения «шайбы» с целью обеспечения устойчивого давления жидкоподвижного шлака. Перед погружением прибор прогревают. Жидкоподвижность оксидного расплава описывается объемом массы, оказавшейся в емкости, затекшей через проход в тигле. Показатели жидкоподвижности оксидного расплава при радиусе прохода в тигле 4,5 мм показаны в таблице 2.7 [352].

Таблица 2.7 – Параметры жидкоподвжности шлака, измеренного методом погружения

Оксидный расплав	Вязкий	Средний	Жидкотекучий
Масса, г/5с	50,0–100,0	150,0–200,0	> 250,0

Прямые методы замеров жидкотекучести шлака конструктивны только на производственных площадках. Например, сталевар или его помощник, на основании полученных данных по вязкости шлака, могут принять решение о необходимых добавках в шлак для проведения рафинирующих процессов.

Представленные способы не достоверны и их применение для строгих теоретических расчетов не рационально.

В теории под вязкостью расплава понимают внутреннее трение, возникающее между отдельными ее слоями бесконечно малой толщины, перемещающимися с различными скоростями [349–354]. Вязкость характеризует силу сопротивления P , которую оказывает один слой жидкости параллельному движению другого при наличии между ними градиента скорости dv/dx и площади контакта S [354]:

$$P = -\eta \cdot (dv / dx) \cdot S. \quad (2.23)$$

В уравнении (2.23) параметр η может использоваться только для определенного состава шлака и именуется динамической вязкостью или коэффициентом внутреннего трения. Величину параметра η можно определить в лабораторных условиях с применением вискозиметров. Однако, в научных источниках имеются значения по различным показателям жидкотекучести оксидных систем, определенных экспериментально и разнообразными способами. Представленные показатели значительно отличаются у разных исследователей [337]. Ученые, определяя в известных условиях показатели вязкости шлаков, формируют шлаки с более полной гомогенизацией системы различных оксидов, т.к. вязкость в значительной степени зависит от его однородности.

При наличии нерастворенных частиц в жидкости, показатели ее вязкости, полученные в лабораторных опытах разнятся, т.к. не показывают способ взаимодействия между частичками и, соответственно, не могут быть вязкостью в соответ-

ствии с уравнением (2.24). Свойство гетерогенной жидкости, к которой можно отнести и металлургические шлаки, замедлять движение находящихся в ней тел, называют кажущейся вязкостью [354, 355].

$$\eta = \eta_0 \cdot (1 + 2,5 \cdot \varepsilon), \quad (2.24)$$

где, η – вязкость суспензии, Па·с;

η_0 – вязкость жидкой фазы суспензии Па·с;

ε – объемная доля твердых частиц, доли ед.

Вязкость оксидного расплава определяется наличием нерастворенных твердых частиц. В научных источниках этот феномен мало изучен [348, 354, 355]. В то же время, в теоретической и прикладной физике введено понятие вязкости суспензий, снимающее многие затруднения [356–359].

Количественная оценка вязкости суспензий, а также определение по наличию в ней количества нерастворенных частиц и вязкости ее жидкой фазы дано Я. Френкелем [349].

По предположению Я. Френкеля можно сказать, что противодействие перемещению содержащихся в жидкой фазе частиц может происходить, как из-за высокой вязкости однородной жидкости, так и неравномерного изменения скорости в ней при появлении твердых частиц. Если преследуется цель сравнения их вязкостных свойств, то это возможно осуществить путем сопоставления вязкости гомогенной жидкости и эффективной вязкости суспензий [360, 361].

Вопрос о вязкости гетерогенных шлаков был детально изучен в ряде работ [360–363]. Основной объем данных по изучаемому вопросу был исследован зарубежными учеными и представлен в трудах [356, 357]. В данных источниках проведена дискуссия о применимости формулы А. Эйнштейна (2.22).

В литературном источнике [356], была проведена оценка вязкости оксидной системы с нерастворенными частицами, определенной в лабораторных условиях и рассчитанной теоретически, было показано хорошее соответствие лабораторных показателей и теоретически определенных по формуле (2.25)

$$\eta = \eta_0 \cdot (1 - \varepsilon)^{-2,5}. \quad (2.25)$$

Поэтому данное уравнение (2.25) объективно оценивает вязкость оксидных растворов содержащих твердую фазу. Но, рассчитывая вязкость гетерогенных оксидных систем, нужно иметь данные о показателях гомогенной фазы и количестве нерастворенных частиц. Содержание твердой фазы в анализируемых шлаках находилось в интервале 0,0-20,0 %.

Данные параметры были рассчитаны по методике, представленной в литературных источниках [336, 346] и в приложении А. Результаты расчетов показаны на рисунке 2.20.

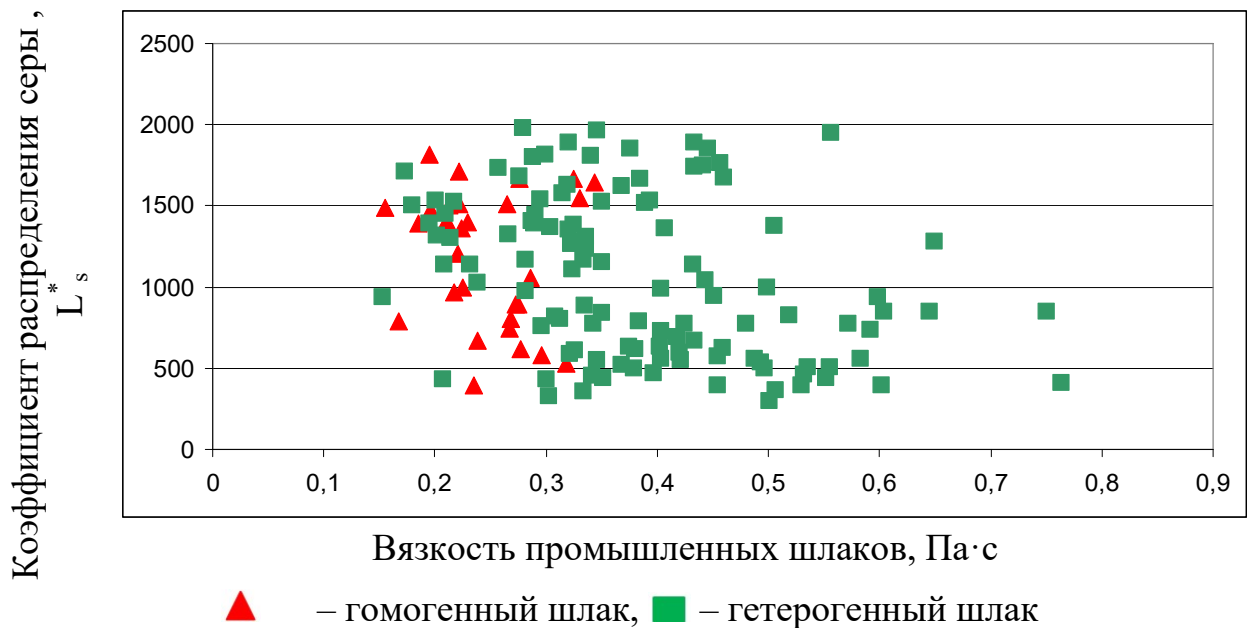


Рисунок 2.20 – Коэффициент распределения серы в зависимости от вязкости промышленных шлаков

Из данных, представленных на рисунке 2.20, видно, что зависимость между L_s^* и вязкостью шлаков, несмотря на наличие в них твердой фазы (содержание твердой фазы составляет 0,0-20,0 %) не наблюдается.

Таким образом, показано, что наиболее значимый показатель, влияющий на коэффициент распределения серы, является химический состав шлака, дополнительно необходимо отметить, что данные выводы подтверждают расчеты о достижении условного термодинамического равновесия по содержанию серы между шлаком и металлом.

2.2.8. Расчет влияния оксидов шлака на свойства Al_2O_3

Как уже отмечалось, Al_2O_3 обладает амфотерными свойствами, поэтому, при изменении состава шлака, наводимого в сталеразливочном ковше в АКП, будут изменяться его свойства, в т.ч. и «коэффициент взаимодействия» $Y_{Al_2O_3}$. Для определения рафинировочных свойств шлака необходимо знать закономерность изменения данных свойств и определить оптимальное содержание глинозема в шлаке, при котором достигаются максимальные значения коэффициента распределения серы между металлом и шлаком.

Расчеты, проведенные по результатам реальных промышленных плавов, показали, что «коэффициент взаимодействия» $Y_{Al_2O_3}$ сильно отличается в гетерогенных и гомогенных шлаках, причем данное отличие связано именно с химическими свойствами данных шлаков, а не с вязкостью, т.е. физическими свойствами. Поэтому необходимо выявить закономерности изменения «коэффициента взаимодействия» $Y_{Al_2O_3}$ для гомогенных и гетерогенных шлаков и полученные результаты применить для расчета сульфидной емкости шлака, соответственно для определения коэффициента распределения серы между металлом и шлаком, конечного содержания серы в подготовленном к разливке металле.

2.2.8.1. Расчет влияния содержания Al_2O_3 в гетерогенном шлаке на «коэффициент взаимодействия» $Y_{Al_2O_3}$

Для расчета L_S необходимо определить суммарное значение показателя основности шлака, состоящего из различных оксидов по формуле (2.22). В данном уравнении не известны значения «коэффициента взаимодействия» непереходного оксида Al_2O_3 , поэтому для точных расчетов необходимо определить изменение $Y_{Al_2O_3}$ в зависимости от содержания глинозема в шлаке.

На основании данных, представленных на рисунке 2.16, составим график изменения «коэффициента взаимодействия» $Y_{Al_2O_3}$ в зависимости от содержания данного оксида в гетерогенном шлаке (рис. 2.21).

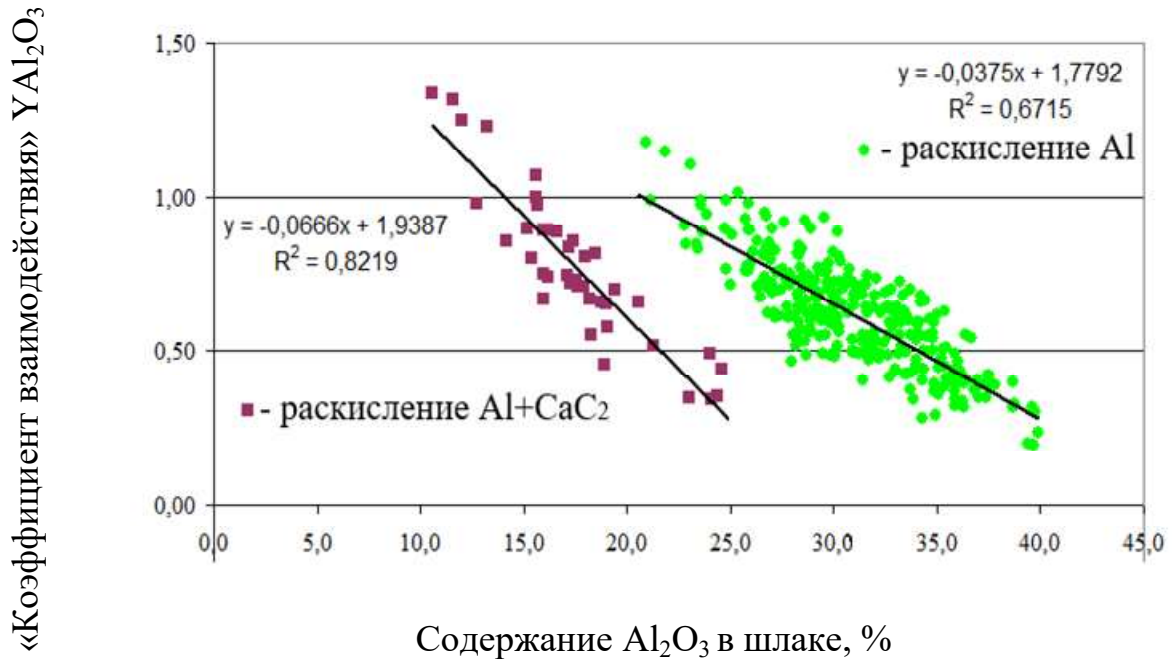


Рисунок 2.21 – Зависимость изменения «коэффициента взаимодействия» $Y_{Al_2O_3}$ от содержания Al_2O_3 , в гетерогенном шлаке и различными технологиями раскисления стали

Из данных, представленных на рисунке 2.21, видно, что с повышением содержания Al_2O_3 в гетерогенном шлаке его коэффициент взаимодействия $Y_{Al_2O_3}$ снижается. При высоком содержании глинозема в шлаке данный оксид начинает проявлять свойства характерные для кислых оксидов, что приводит к снижению рафинировочных свойств шлака, в т.ч. десульфурствующих свойств. Отличие в изменении $Y_{Al_2O_3}$, в шлаках с различных предприятий, связано с технологией раскисления расплава после выпуска из сталеплавильного агрегата. На одном из предприятий расплав раскисляют по технологии $CaC_2 + Al$, при среднем расходе карбида кальция 0,78 и алюминия 0,85 кг/т стали, на другом металл раскисляют только алюминием с расходом 2,25-2,50 кг/т стали. Поэтому необходимо определить изменение «коэффициента взаимодействия» по различным технологиям раскисления стали. Используя статистическое уравнение, представленное в правой части рисунка 2.21 и учитывающее технологию раскисления стали Al (расход 2,25-2,5 кг/т стали), определим изменение $Y_{Al_2O_3}$ в зависимости от содержания Al_2O_3 в гомогенной составляющей гетерогенного шлака по формуле (2.26).

$$Y_{Al_2O_3}^{\text{Гетеро Al}} = -0,0375 \cdot (Al_2O_3) + 1,7792, \quad (2.26)$$

где, Al_2O_3 – содержание глинозема в гомогенной составляющей гетерогенного металлургического шлака, %.

Коэффициент детерминации R^2 зависимости (2.26) соответствует 0,66 (рис. 2.21), что является достаточно хорошей достоверностью прогнозируемых результатов.

Объединив уравнения (2.22) и (2.26) рассчитаем показатель основности гетерогенного шлака, с учетом технологии раскисления стали Al, по формуле (2.27).

$$\Lambda_{\text{ГетероAl}}^* = \sum_{i=1}^n (X_i \cdot \Lambda_i^*)_{\text{ОСН}} - \sum_{i=1}^n (X_i \cdot \Lambda_i^*)_{\text{КИС}} + X_{Al_2O_3} \cdot (-0,0375 \cdot (Al_2O_3) + 1,7792). \quad (2.27)$$

Дополнительно, используя статистическое уравнение, представленное в левой части рисунка 2.21 и учитывающее технологию раскисления стали комплексным раскислителем $CaC_2 + Al$, (средний расход карбида кальция 0,78 и алюминия 0,85 кг/т стали) определим изменение $Y_{Al_2O_3}$ в зависимости от содержания Al_2O_3 гомогенной составляющей гетерогенного шлака по формуле (2.28)

$$Y_{Al_2O_3}^{\text{Гетеро } CaC_2 + Al} = -0,0666 \cdot (Al_2O_3) + 1,9387, \quad (2.28)$$

Коэффициент детерминации R^2 зависимости (2.28) соответствует 0,82 (рис. 2.21), что является достаточно хорошей достоверностью прогнозируемых результатов.

Объединив уравнения (2.22) и (2.28) рассчитаем показатель основности гетерогенного шлака, с учетом технологии раскисления стали $CaC_2 + Al$, по формуле (2.29).

$$\Lambda_{\text{Гетеро } CaC_2 + Al}^* = \sum_{i=1}^n (X_i \cdot \Lambda_i^*)_{\text{ОСН}} - \sum_{i=1}^n (X_i \cdot \Lambda_i^*)_{\text{КИС}} + X_{Al_2O_3} \cdot (-0,0666 \cdot (Al_2O_3) + 1,9387) \quad (2.29)$$

По данным [337, 346] известно, что при содержании в шлаке Al_2O_3 до 16–19 % он проявляет основные свойства. Поэтому для плавов с содержанием оксида алюминия в шлаке менее 16 % примем максимальные значения плавки «коэффициента взаимодействия» 1,3 (как показано на рисунке 2.21). При содержании в шлаке Al_2O_3 менее 16 % общий показатель основности будет определяться по формуле (2.30):

$$\Lambda^* = \sum_{i=1}^n (X_i \cdot \Lambda_i^*)_{\text{осн}} - \sum_{i=1}^n (X_i \cdot \Lambda_i^*)_{\text{кис}} + X_{\text{Al}_2\text{O}_3} \cdot 1,3, \quad (2.30)$$

где, X_i – мольная доля оксида, присутствующего в расплаве («мольная доля»);

Λ_i^* – коэффициент взаимодействия оксида, связанный с электроотрицательностью элементов по Полингу, определяемый по формуле (2.18) («коэффициент взаимодействия»);

$$\sum_{i=1}^n (X_i \cdot \Lambda_i^*)_{\text{осн}} - \text{сумма произведений «мольной доли» с «коэффициентом}$$

взаимодействия» основных оксидов, учитывающая наличие «свободных» анионов кислорода;

$$\sum_{i=1}^n (X_i \cdot \Lambda_i^*)_{\text{кис}} - \text{сумма произведений «мольной доли» с «коэффициентом}$$

взаимодействия» кислотных оксидов, учитывающая поглощение «свободных» анионов кислорода;

$X_{\text{Al}_2\text{O}_3}$ – мольная доля оксида алюминия в шлаке;

Известное значение показателя основности расплава, как критерия его рафинировочной способности, позволит найти сульфидную емкость шлака, коэффициент распределения серы между металлом и шлаком и, соответственно, конечное (заданное) содержание серы в металле.

2.2.8.2. Расчет влияния содержания Al_2O_3 в гомогенном шлаке на «коэффициент взаимодействия» $Y_{\text{Al}_2\text{O}_3}$

Для расчета L_S гомогенного шлака необходимо определить суммарное значение показателя основности шлака, состоящего из различных оксидов, по формуле (2.20). В данном уравнении известны значения оптической основности непереходных оксидов, поэтому для точных расчетов необходимо определить изменение $Y_{\text{Al}_2\text{O}_3}$ в зависимости от содержания глинозема в шлаке.

На основании данных, представленных на рисунке 2.16, составим график изменения «коэффициента взаимодействия» $Y_{\text{Al}_2\text{O}_3}$ в зависимости от содержания данного оксида в гомогенном шлаке (рис. 2.22).

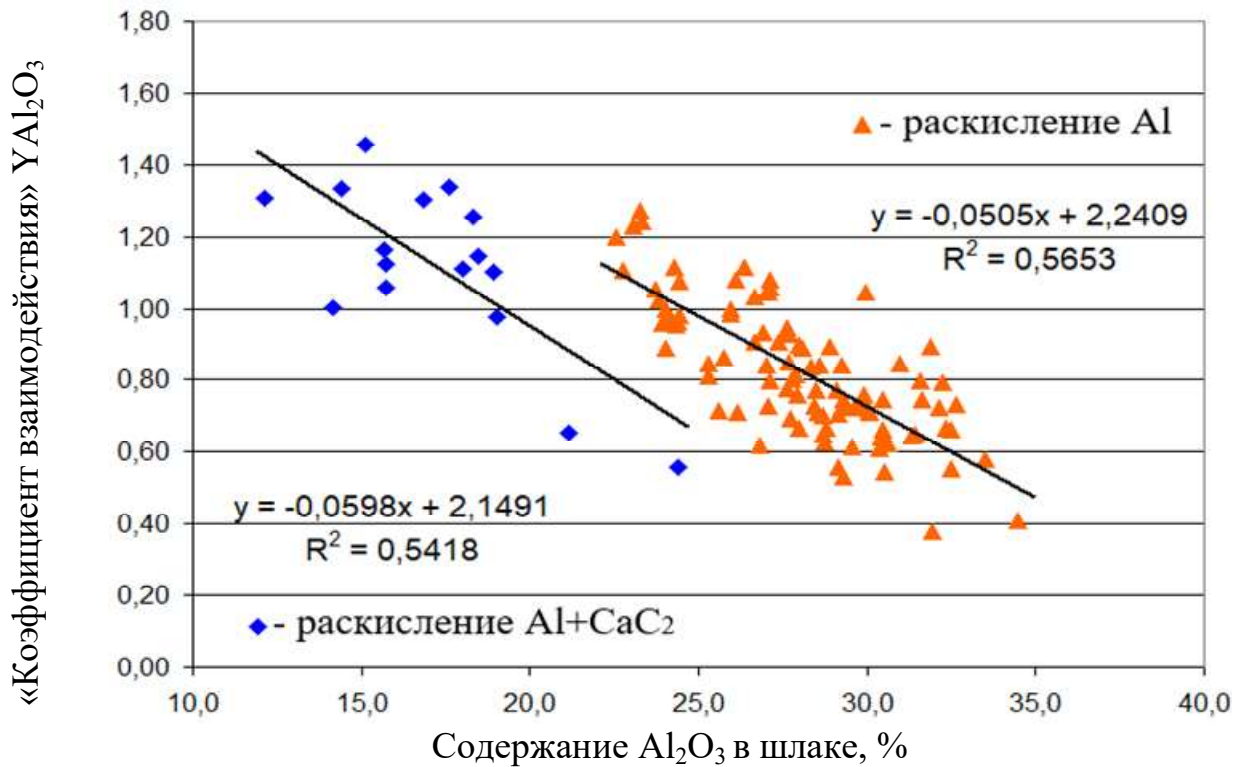


Рисунок 2.22 – Зависимость изменения «коэффициента взаимодействия» $Y_{Al_2O_3}$ от содержания Al_2O_3 , в гомогенном шлаке и различными технологиями раскисления стали

Используя статистическое уравнение, представленное в правой части рисунка 2.22 и учитывающее технологию раскисления стали Al (расход 2,25-2,5 кг/т стали), определим изменение $Y_{Al_2O_3}$ в зависимости от содержания Al_2O_3 в гомогенном шлаке по формуле (2.31).

$$Y_{Al_2O_3}^{Гомо Al} = -0,0505 \cdot (Al_2O_3) + 2,2409, \quad (2.31)$$

где, Al_2O_3 – содержание глинозема в гомогенном шлаке, %.

Коэффициент детерминации R^2 зависимости (2.31) составляет 0,57 (рис. 2.22), что является достаточно высокой достоверностью прогнозируемых результатов.

Объединив уравнения (2.22) и (2.31) рассчитаем показатель основности гомогенного шлака, с учетом технологии раскисления стали Al, по формуле (2.32).

$$\Lambda_{Гомо Al}^* = \sum_{i=1}^n (X_i \cdot \Lambda_i^*)_{ОСН} - \sum_{i=1}^n (X_i \cdot \Lambda_i^*)_{КИС} + X_{Al_2O_3} \cdot (-0,0505 \cdot (Al_2O_3) + 2,2409). \quad (2.32)$$

Дополнительно, используя статистическое уравнение, представленное в левой части рисунка 2.22 и учитывающее технологию раскисления стали комплекс-

ным раскислителем $\text{CaC}_2 + \text{Al}$, (средний расход карбида кальция 0,78 и алюминия 0,85 кг/т стали) определим изменение $Y_{\text{Al}_2\text{O}_3}$ в зависимости от содержания Al_2O_3 гомогенного шлака по формуле (2.33)

$$Y_{\text{Al}_2\text{O}_3}^{\text{Гомо CaC}_2 + \text{Al}} = -0,0598 \cdot (\text{Al}_2\text{O}_3) + 2,1491, \quad (2.33)$$

Коэффициент детерминации R^2 уравнения (2.33) составляет 0,54 (рис. 2.22), что является достаточно высокой достоверностью прогнозируемых результатов.

Объединив уравнения (2.22) и (2.33) рассчитаем показатель основности гетерогенного шлака, с учетом технологии раскисления стали $\text{CaC}_2 + \text{Al}$, по формуле (2.34).

$$\Lambda_{\text{Гомо CaC}_2 + \text{Al}}^* = \sum_{i=1}^n (X_i \cdot \Lambda_i^*)_{\text{осн}} - \sum_{i=1}^n (X_i \cdot \Lambda_i^*)_{\text{кис}} + X_{\text{Al}_2\text{O}_3} \cdot (-0,0598 \cdot (\text{Al}_2\text{O}_3) + 2,1491) \quad (2.34)$$

По данным [337, 340] известно, что при содержании в шлаке Al_2O_3 до 16–19 % он проявляет основные свойства. Поэтому для плавок с содержанием оксида алюминия в шлаке менее 16 % примем максимальные значения плавки коэффициента взаимодействия 1,3 (как показано на рисунке 2.22). При содержании в шлаке Al_2O_3 менее 16 %, общий показатель основности будет определяться по формуле (2.35):

$$\Lambda_{\text{Гомо}}^{*0-19} = \sum_{i=1}^n (X_i \cdot \Lambda_i^*)_{\text{осн}} - \sum_{i=1}^n (X_i \cdot \Lambda_i^*)_{\text{кис}} + X_{\text{Al}_2\text{O}_3} \cdot 1,3. \quad (2.35)$$

где, X_i – мольная доля оксида, присутствующего в расплаве («мольная доля»);

Λ_i^* – коэффициент взаимодействия оксида, связанный с электроотрицательностью элементов по Полингу, определяемый по формуле (2.18) («коэффициент взаимодействия»);

$\sum_{i=1}^n (X_i \cdot \Lambda_i^*)_{\text{осн}}$ – сумма произведений «мольной доли» с «коэффициентом взаимодействия» основных оксидов, учитывающая наличие «свободных» анионов кислорода;

$\sum_{i=1}^n (X_i \cdot \Lambda_i^*)$ – сумма произведений «мольной доли» с «коэффициентом

взаимодействия» кислотных оксидов, учитывающая поглощение «свободных» анионов кислорода;

$X_{Al_2O_3}$ – мольная доля оксида алюминия в шлаке;

Известное значение показателя основности расплава, как критерия его рафинировочной способности, позволит найти сульфидную емкость шлака, коэффициент распределения серы между металлом и шлаком и, соответственно, конечное (заданное) содержание серы в металле.

2.3. Теоретический расчет рационального состава шлака

Расчеты, проведенные по данным от промышленных плавов, доказывают, что для гомогенного шлака изменение показателя основности аналогично гетерогенному шлаку, но параметр показателя основности более высокий.

Из представленных в п.п. 2.2.8.1 и 2.2.8.2 данных исследований видно, что для шлаков, в которых отсутствует твердая фаза, показатель L_s^* значительно выше, чем для гетерогенных, хотя в обоих случаях расчет коэффициента распределения серы проводился только для гомогенной фазы.

Возможно, это связано с тем, что в гетерогенных шлаках оксид кальция, который является основным источником «свободных» анионов кислорода, находится в избытке. Поэтому оксид алюминия в данных гетерогенных шлаках проявляет кислотные свойства.

В гомогенном шлаке, при полном растворении оксида кальция, избыток «свободных» ионов кислорода отсутствует, поэтому оксид алюминия проявляет основные свойства, в отличие от гетерогенного шлака и повышает свой «коэффициент взаимодействия» $Y_{Al_2O_3}^{Гетеро}$.

Исходя из разного поведения оксида алюминия в гетерогенном и гомогенном шлаках, желательно провести оценку показателя основности Λ^* для различных типов шлака.

Оксидные расплавы составляют неотъемлемую часть производственного цикла выплавки стали. С целью удаления серы в сталеразливочном ковше в агрегате «ковш-печь» формируют жидкотекучие шлаки с повышенным содержанием СаО. Для наведения данного типа шлаков с повышенной основностью вводят оксид кальция, данный оксид необходимо растворить различными добавками, влияющими на температуру плавления СаО, например, плавиковый шпат, кремнийсодержащую добавку или материалы с оксидом алюминия.

СаF₂ используют в металлургии для разжижения СаО. Но использование СаF₂, имеет следующие негативные последствия [346]:

- оказывает разрушающее влияние на футеровку металлургических агрегатов;
- при высоких температурах происходит испарение фтористых соединений, что приводит к усугублению экологической ситуации.

Поэтому на передовых металлургических заводах вместо СаF₂ используют более эффективные материалы снижающие температуру плавления СаО.

Использовать оксид кремния с целью разжижителя шлака нерационально, т.к. уменьшается основность оксидной системы и, соответственно, его делульфурирующие свойства.

Преобладающее количество шлакообразующих материалов относится к третьей группе, а именно, к материалам, содержащим оксид алюминия, которые также могут эффективно разжижать СаО. Материалы, содержащие оксид алюминия не только эффективно разжижают шлак, но и при определенных условиях, могут служить источником «свободных» анионов кислорода.

При определении рафинировочных свойств шлаков, необходимо определить гомогенную составляющую шлака, т.к. только растворенные оксиды участвуют в физико-химических процессах между шлаком и металлом.

Для растворения оксида кальция в шлаке применяют материалы на основе SiO_2 и Al_2O_3 , образующие легкоплавкие эвтектики с CaO , и, соответственно, снижают его температуру плавления. На сталеплавильных заводах применяют материал с высоким содержанием кремния: более 55,0 % SiO_2 , более 25,0 % Al_2O_3 и более 5,0 % $\text{CaO}+\text{MgO}$. Однако, применение этого материала для формирования рафинировочного шлака нецелесообразно, т.к. главное условие получения высоких значений L_s^* , в период рафинирования, это уменьшение количества SiO_2 в шлаке [364], соответственно нужно использовать материалы, разжижающие шлак, содержащие оксид алюминия.

2.3.1. Расчет границы образования гетерогенных фаз

Для определения рафинировочных свойств шлаковых расплавов необходимо знать область гомогенизации расплава, состоящего из оксидов, образующих многокомпонентную систему.

Вычисление характеристик оксидных расплавов осуществляли по известной методике, полимерной модели (ПМ) шлаков, созданной учеными кафедры «Теории металлургических процессов» в УрФУ [336]. Определение количества нерастворимых частиц оксидов в шлаке осуществляли по усовершенствованному алгоритму полимерной модели [347].

Шлаки, наводимые в сталеразливочном ковше в АКП, состоят из таких оксидов как CaO , SiO_2 , Al_2O_3 , MgO . Остальных оксидов незначительное количество (менее 1 %). По методике, представленной в [346], определили границы насыщения CaO и MgO для различных многокомпонентных шлаков. Границы перехода шлака в гетерогенное состояние при температуре 1585 °C представлены в таблице 2.8. Дополнительно границы перехода шлака в гетерогенное состояние для различных температур в интервале от 1540 до 1660 °C представлены в Приложении Г.

Таблица 2.8 – Граничный состав перехода шлака в гетерогенное состояние при температуре 1585 °С

№ n/n	Массовая доля, %			
	CaO	Al ₂ O ₃	SiO ₂	MgO
1	2	3	4	5
1	57,9	3,3	29,2	8,9
2	57,6	4,2	28,5	8,9
3	57,3	5,1	27,9	9,0
4	57,0	6,0	27,3	9,0
5	56,8	6,9	26,6	9,0
6	56,5	7,8	26,0	9,0
7	56,2	8,7	25,3	9,0
8	55,9	9,7	24,6	9,1
9	55,6	10,6	23,9	9,1
10	55,3	11,6	23,2	9,1
11	55,0	12,6	22,5	9,1
12	54,7	13,6	21,8	9,1
13	54,3	14,6	21,1	9,1
14	54,0	15,7	20,3	9,2
15	53,7	16,8	19,5	9,2
16	53,3	17,8	18,8	9,2
17	53,0	18,9	18,0	9,2
18	52,6	20,1	17,2	9,2
19	52,3	21,2	16,4	9,3
20	51,9	22,3	15,5	9,3
21	51,5	23,5	14,7	9,3
22	51,1	24,7	13,8	9,3
23	50,8	25,9	13,0	9,3
24	50,4	27,2	12,1	9,3

Продолжение таблицы 2.8

1	2	3	4	5
25	50,0	28,5	11,2	9,4
26	49,6	29,8	10,3	9,4
27	49,1	31,1	9,3	9,4
28	48,7	32,4	8,4	9,4
29	48,3	33,8	7,4	9,4
30	47,8	35,2	6,4	9,5
31	47,4	36,7	5,4	9,5
32	47,3	37,2	5,0	9,5
33	47,0	38,0	4,5	9,5
34	46,8	38,7	4,0	9,5
35	46,6	39,4	3,5	9,6
36	46,3	40,2	2,9	9,6
37	46,1	40,9	2,4	9,6
38	45,9	41,6	1,9	9,6
39	45,6	42,3	1,4	9,6
40	45,4	43,0	1,0	9,7

2.3.2. Расчет рационального состава гетерогенного шлака

Как уже отмечалось, для проведения рафинировочных процессов в сталеразливочном ковше в АКП наводят жидкоподвижный высокоосновный шлак. В качестве основного источника «свободных» анионов кислорода используется СаО. Данный оксид необходимо перевести в жидкое состояние за счет присутствия других оксидов – разжижителей SiO_2 и Al_2O_3 . По расчетам, представленным в разделе 2.3, определим рациональный (оптимальный) состав шлака, при температуре 1585 °С, который будет обладать максимальными рафинировочными свойствами. Данные по коэффициенту распределения серы в зависимости от состава гетерогенного шлака и температуры представлены в Приложении Д.

Приведем пример расчета показателя основности для шлака следующего состава: 60 % CaO; 14 % SiO₂; 18 % Al₂O₃; 7 % MgO. Остальные оксиды в шлаке содержатся в малой концентрации, поэтому их влияние на рафинирующие свойства шлака незначительное.

По методике, представленной в литературном источнике [346], определим состав гомогенной фазы данного шлака: 52,32 % CaO; 16,69 % SiO₂; 21,46 % Al₂O₃; 8,34 % MgO. Расчеты показывают, что в шлаке присутствует избыток CaO, составляющий 16 % от общего количества извести. Данный избыток будет находиться в расплаве в твердой фазе, тем самым снижая его рафинировочные свойства, т.к. при избытке CaO в многокомпонентном расплаве коэффициент взаимодействия $\gamma_{Al_2O_3}^{Гетеро}$ более низкий, чем в гомогенном шлаке, а также гетерогенные шлаки обладают повышенной основностью.

C_S оксидного расплава вычислим по формуле (2.36):

$$LgC_S = 14,3 \cdot \Lambda^* - 7,01 - \frac{9908,1}{T} \quad (2.36)$$

Расчет рафинирующих свойств шлака, через параметр показателя основности (Λ^*) выполним на 100,0 г шлака, тогда

$$m_x = \%_x, \quad (2.37)$$

где, m_x – масса рассматриваемого элемента в оксидном расплаве;

$\%_x$ – содержание рассматриваемого оксида в оксидном расплаве, определенное в %.

Параметр Λ^* для оксидной системы, содержащей твердые частицы, и стали раскисленной Al определим по уравнению (2.27):

$$\Lambda_{Гетеро,Al}^* = \sum_{i=1}^n (X_i \cdot \Lambda_i^*)_{ОСН} - \sum_{i=1}^n (X_i \cdot \Lambda_i^*)_{КИС} + X_{Al_2O_3} \cdot (-0,0375 \cdot (Al_2O_3) + 1,7792),$$

где, X_i – мольная доля оксида содержащегося в оксидном расплаве;

Λ_i^* – коэффициент взаимодействия оксида, связанный с электроотрицательностью элементов по Полингу, определяемый по уравнению (2.18);

Al_2O_3 – концентрация оксида алюминия в гомогенной составляющей оксидной системы, содержащей твердые частицы, %.

Моль или количество вещества, рассматриваемых MeO , вычислим по уравнению (2.38):

$$\eta_X = \frac{m_X}{\mu_X}, \quad (2.38)$$

где, μ_x – молярная масса рассматриваемого MeO в оксидной системе, при этом $\mu_{\text{CaO}} = 56$ г/моль; $\mu_{\text{Al}_2\text{O}_3} = 102$ г/моль; $\mu_{\text{SiO}_2} = 60$ г/моль; $\mu_{\text{MgO}} = 40$ г/моль [1].

$$\eta_{\text{MgO}} = \frac{m_{\text{MgO}}}{\mu_{\text{MgO}}} = \frac{8,34}{40} = 0,209,$$

$$\eta_{\text{SiO}_2} = \frac{m_{\text{SiO}_2}}{\mu_{\text{SiO}_2}} = \frac{16,69}{60} = 0,278,$$

$$\eta_{\text{CaO}} = \frac{m_{\text{CaO}}}{\mu_{\text{CaO}}} = \frac{52,32}{56} = 0,934,$$

$$\eta_{\text{Al}_2\text{O}_3} = \frac{m_{\text{Al}_2\text{O}_3}}{\mu_{\text{Al}_2\text{O}_3}} = \frac{21,46}{102} = 0,21.$$

Суммарное число количества вещества рассчитаем, как совокупность молей всех MeO в оксидном расплаве:

$$\eta = \eta_{\text{CaO}} + \eta_{\text{Al}_2\text{O}_3} + \eta_{\text{SiO}_2} + \eta_{\text{MgO}} = 0,934 + 0,210 + 0,278 + 0,209 = 1,631.$$

Расчитаем мольную долю необходимого MeO в представленной системе (Ni) по уравнению (2.39):

$$N_i = \frac{\eta_x}{\eta}. \quad (2.39)$$

$$X_{\text{CaO}} = N_{\text{CaO}} = \frac{\eta_{\text{CaO}}}{\eta} = \frac{0,934}{1,631} = 0,573,$$

$$X_{\text{Al}_2\text{O}_3} = N_{\text{Al}_2\text{O}_3} = \frac{\eta_{\text{Al}_2\text{O}_3}}{\eta} = \frac{0,21}{1,631} = 0,129,$$

$$X_{\text{SiO}_2} = N_{\text{SiO}_2} = \frac{\eta_{\text{SiO}_2}}{\eta} = \frac{0,278}{1,631} = 0,171,$$

$$X_{\text{MgO}} = N_{\text{MgO}} = \frac{\eta_{\text{MgO}}}{\eta} = \frac{0,209}{1,631} = 0,128 \cdot$$

Расчитаем показатель основности рассматриваемой оксидной системы:

$$\Lambda_{\text{ГетероAl}}^* = \sum_{i=1}^n (X_i \cdot \Lambda_i)_{\text{ОСН}} - \sum_{i=1}^n (X_i \cdot \Lambda_i)_{\text{КИС}} + X_{\text{Al}_2\text{O}_3} \cdot (-0,0371 \cdot (\text{Al}_2\text{O}_3) + 1,7544)$$

$$\Lambda_{\text{ГетероAl}}^* = 0,573 \cdot 1 + 0,128 \cdot 0,708 - 0,171 \cdot 0,454 + 0,129 \cdot (-0,0426 \cdot 21,46 + 1,7544) = 0,7094$$

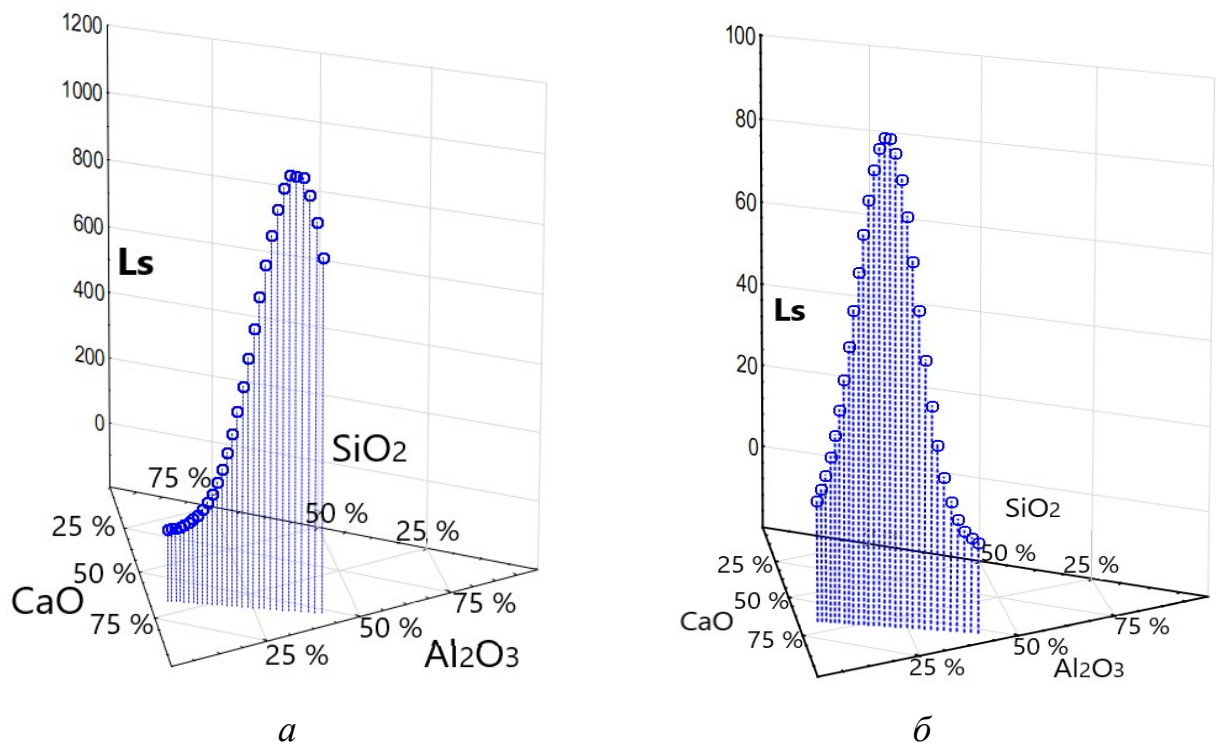
$$\Lambda_{\text{Гетеро}}^* = 0,573 \cdot 1 + 0,128 \cdot 0,708 - 0,171 \cdot 0,454 + 0,129 \cdot (-0,0426 \cdot 21,46 + 1,9674) = 0,72185.$$

$$\lg C_S = 14,3 \cdot \Lambda - 7,01 - \frac{9908,1}{T} = 14,3 \cdot 0,72185 - 7,01 - \frac{9908,1}{1858,0} = -2,20,$$

и тогда

$$C_S = 6,33 \cdot 10^{-3}.$$

Используя данные, представленные в таблице 2.8 и формулы (2.22), (2.26)–(2.30), была определена сульфидная емкость гетерогенных шлаков и коэффициент распределения серы L_S^* для сталей раскисленных по различным технологическим цепочкам. На рисунке 2.23 показана зависимость L_S от состава гетерогенного шлака.



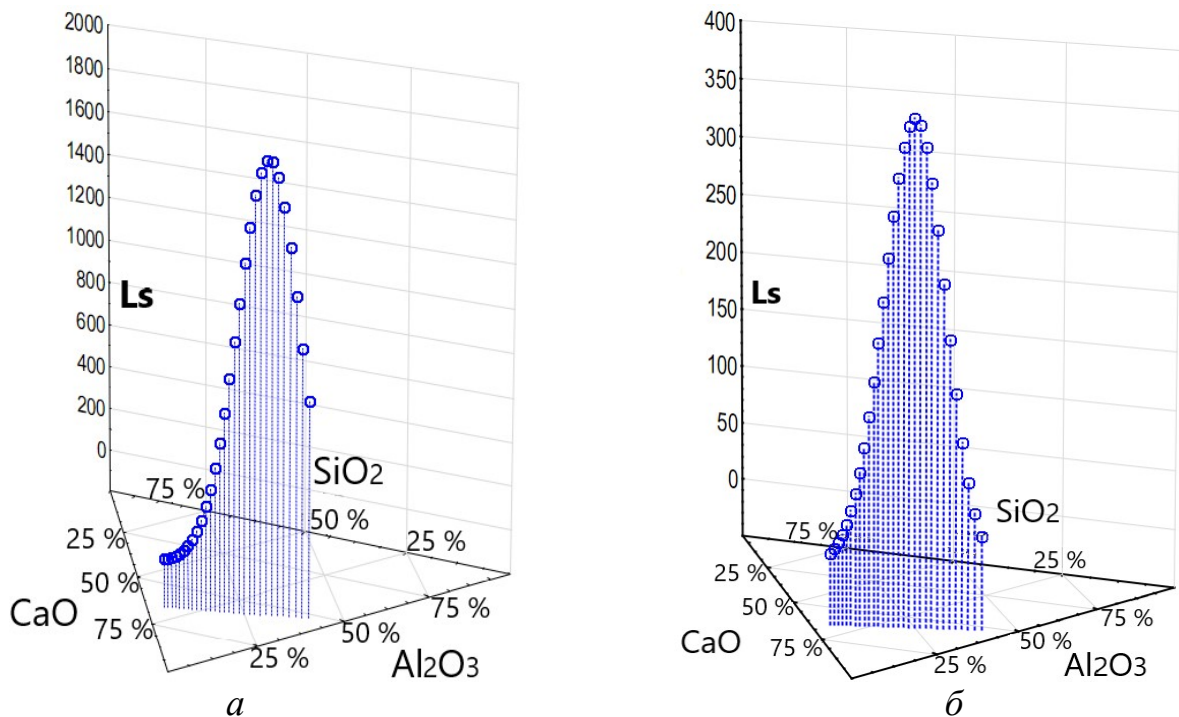
а – раскисление Al; б – раскисление $\text{CaC}_2 + \text{Al}$

Рисунок 2.23 – Расчетные показатели коэффициента распределения серы между металлом и гетерогенным шлаком:

Таким образом, определены составы оксидных расплавов, обладающие максимальными десульфуряющими свойствами: CaO – 49,6 %; Al₂O₃ – 29,7 %; SiO₂ – 10,3%; MgO – 9,4 %; FeO+MnO < 1,5 % (раскисление Al), CaO – 53,3 %; Al₂O₃ – 17,8 %; SiO₂ – 18,8%; MgO – 9,2 %; FeO+MnO < 1,5 % (раскисление CaC₂+Al). Рассчитанные показатели приведены в Приложении Д.

2.3.3. Расчет рационального состава гомогенного шлака

Используя данные, представленные в таблице 2.8 и формулы (2.22) , (2.31)–(2.34), была определена сульфидная емкость гомогенных шлаков и коэффициент распределения серы L_s^* для сталей раскисленных по различным технологическим цепочкам. Определены составы оксидных расплавов, обладающие максимальными десульфуряющими свойствами: CaO – 50,4 %; Al₂O₃ – 27,2 %; SiO₂ – 12,1%; MgO – 9,3 %; FeO+MnO < 1,5 % (раскисление Al), CaO – 51,9 %; Al₂O₃ – 22,3 %; SiO₂ – 15,5; MgO – 9,3 %; FeO+MnO < 1,5 % (раскисление CaC₂+Al). Расчетные показатели по показателю L_s в зависимости от состава жидкого оксидного расплава и температуры приведены в Приложении Е. Зависимость L_s^* от состава жидкого оксидного расплава представлена на рисунке 2.24.



а – раскисление Al; б – раскисление CaC₂+Al

Рисунок 2.24 – Расчетные показатели коэффициента распределения серы между металлом и гомогенным шлаком

Анализ данных, представленных на рисунках 2.23 и 2.24 и в Приложениях Д и Е, показывает, что существуют рациональные составы шлаков, обладающие максимальной сульфидной емкостью и, соответственно, наилучшими десульфурными свойствами. Данные составы шлаков представлены в таблицах 2.9 и 2.10.

Таблица 2.9 - Химический состав гетерогенного шлака, обладающего максимальной сульфидной емкостью

№ п/п	CaO	Al ₂ O ₃	SiO ₂	MgO	Ls
Расплав раскисленный Al					
1	51,9	22,3	15,5	9,3	639,92
2	51,1	24,7	13,8	9,3	832,69
3	50,4	27,2	12,1	9,3	1004,24
4	49,6	29,8	10,3	9,4	1108,29
5	48,3	33,8	7,4	9,4	1052,55
Расплав раскисленный CaC ₂ +Al					
1	54,7	13,6	21,8	9,1	68,72
2	54,0	15,7	20,3	9,2	83,20
3	53,3	17,8	18,8	9,2	90,53
4	52,6	20,1	17,2	9,2	87,16
5	51,9	22,3	15,5	9,3	73,13

Анализ данных, представленных в Приложениях Д и Е, на рисунках 2.23 и 2.24 показывает, что при повышении концентрации оксида алюминия в оксидном расплаве более 16 % уменьшается его «коэффициент взаимодействия» $Y_{Al_2O_3}$, но существенного уменьшения L_s^* не происходит, т.к., по причине замещения оксида кремния, как разжижителя шлака на оксид алюминия сульфидная емкость шлака возрастает и повышаются его десульфурные свойства.

Таким образом, показано:

1. Основное влияние на рафинирующие свойства оксидных расплавов оказывает их химический состав.

Таблица 2.10 - Химический состав гомогенного шлака, обладающего максимальной сульфидной емкостью

№ п/п	CaO	Al ₂ O ₃	SiO ₂	MgO	Ls
Расплав раскисленный Al					
1	51,9	22,3	15,5	9,3	1364,74
2	51,1	24,7	13,8	9,3	1667,83
3	50,4	27,2	12,1	9,3	1823,65
4	49,6	29,8	10,3	9,4	1752,36
5	48,7	32,4	8,4	9,4	1449,33
Расплав раскисленный CaC ₂ +Al					
1	53,3	17,8	18,8	9,2	285,60
2	52,6	20,1	17,2	9,2	341,10
3	51,9	22,3	15,5	9,3	364,41
4	51,1	24,7	13,8	9,3	341,43
5	50,4	27,2	12,1	9,3	275,37

2. Физические свойства такие, как вязкость, при содержании гетерогенной фазы до 20 % приводят к незначительному ухудшению рафинировочных свойств.

3. «Коэффициент взаимодействия» $Y_{Al_2O_3}$ изменяется в зависимости от состава типа шлака (гомогенный или гетерогенный). В гомогенных шлаках $Y_{Al_2O_3}$ выше, чем у гетерогенных. С точки зрения ионной теории шлаков, данный факт можно объяснить следующим образом: в гетерогенных шлаках присутствует пересыщение CaO, который является основным источником «свободных» анионов кислорода. В данных шлаках при избытке CaO, Al₂O₃ «ослабляет» основные свойства и начинает проявлять кислотные, а в гомогенном шлаке при отсутствии пересыщения по CaO избыток «свободных» анионов кислорода отсутствует, что позволяет Al₂O₃ занимать вакантные места отсутствующих «свободных» анионов кислорода CaO, тем самым увеличивая «коэффициент взаимодействия».

4. Определен рациональный состав шлака при температуре 1585 °С, обладающий максимальными рафинировочными свойствами.

2.4. Определение состава шлака, наводимого в агрегате «ковш-печь», обладающего низкой агрессивностью к магнезиальной футеровке металлургических агрегатов

Рассматривая проблему о рациональном составе шлака, обладающего максимальными рафинирующими свойствами, необходимо изучить вопрос о влиянии расплава оксидов на футеровку сталеплавильного агрегата, выполненную из периклазовых огнеупоров, т.к. оксиды из огнеупорных материалов взаимодействуют с компонентами жидкого расплава, образуя НВ и загрязняя сталь, дополнительно повышая стойкость футеровки АКОС снижаем себестоимость выплавляемой стали.

Из литературных источников [346] известно, что повышение стойкости футеровки сталеплавильных агрегатов возможно по трем направлениям:

- конструкция металлургического агрегата и, соответственно, схема кладки огнеупорных изделий;
- качество огнеупорных материалов;
- условия эксплуатации футеровки металлургического агрегата.

Первое условие (конструкция сталеплавильного агрегата) для каждого завода индивидуальна, поэтому задача по разработке рациональных схем футеровок решается силами специалистов предприятия совместно с поставщиками огнеупорных изделий.

Второй фактор имеет большое влияние на стойкость футеровки сталеплавильного агрегата, однако при повышении качества огнеупорных изделий их стоимость экспоненциально возрастает. Применение высококачественных огнеупорных изделий возможно при решении узких, специализированных задач по выплавке стали.

Таким образом, для выплавки стали массовым способом необходим комплексный подход, а именно, оптимизация условий эксплуатации огнеупорных изделий (третий фактор).

2.4.1. Исследование влияния гомогенной составляющей шлака на износ футеровки сталеразливочных ковшей

Для оценки влияния жидкой составляющей шлака на износ огнеупорных изделий, было отобрано 11 шт. сталеразливочных ковшей (СК). На данных сталеразливочных ковшах проводился замер остаточных толщин футеровки и, соответственно, рассчитывался удельный износ футеровки с 1 по 25 ряд в зоне подачи аргона. Всего было отобрано 11 металлургических агрегатов с различным износом огнеупорных изделий: 4 шт. были с незначительным износом огнеупорных изделий, 3 были со средним и у оставшихся 4 износ огнеупорных изделий был максимальный. Сведения по износу огнеупорных изделий сталеразливочных ковшей показаны в таблице 2.11 [225].

Таблица 2.11 – Износ огнеупорных изделий СК

№ п/п	Износ огнеупорных изделий	№ сталеразливочного ковша	Количество наливов, пл.	Удельный износ огнеупорных изделий, м/пл.
1	Минимальный	36	86	$0,74 \cdot 10^{-3}$
2	Минимальный	33	85	$0,76 \cdot 10^{-3}$
3	Минимальный	21	85	$0,79 \cdot 10^{-3}$
4	Минимальный	2	85	$0,78 \cdot 10^{-3}$
5	Средний	12	85	$0,97 \cdot 10^{-3}$
6	Средний	7	85	$0,98 \cdot 10^{-3}$
7	Средний	16	85	$1,00 \cdot 10^{-3}$
8	Максимальный	2	85	$1,37 \cdot 10^{-3}$
9	Максимальный	16	85	$1,39 \cdot 10^{-3}$
10	Максимальный	20	85	$1,38 \cdot 10^{-3}$
11	Максимальный	23	85	$1,30 \cdot 10^{-3}$

Отобранные для анализа сталеразливочные ковши рассортировали по группам: первая группа – сталеразливочные ковши с минимальным износом (0,77 мм/плавку); вторая группа – со средним износом (0,98 мм/плавку) и третья группа – с максимальным износом футеровки (1,36 мм/плавку).

Основным вопросом было выявление закономерностей влияния составляющих оксидного расплава на стойкость огнеупорных изделий металлургических агрегатов участка КОС. Сравнив износ футеровки и состав шлака, формируемый для рафинирования металла, увидели, что при разном содержании MgO в шлаке меняется скорость износа футеровки сталеразливочных ковшей (рис. 2.25).

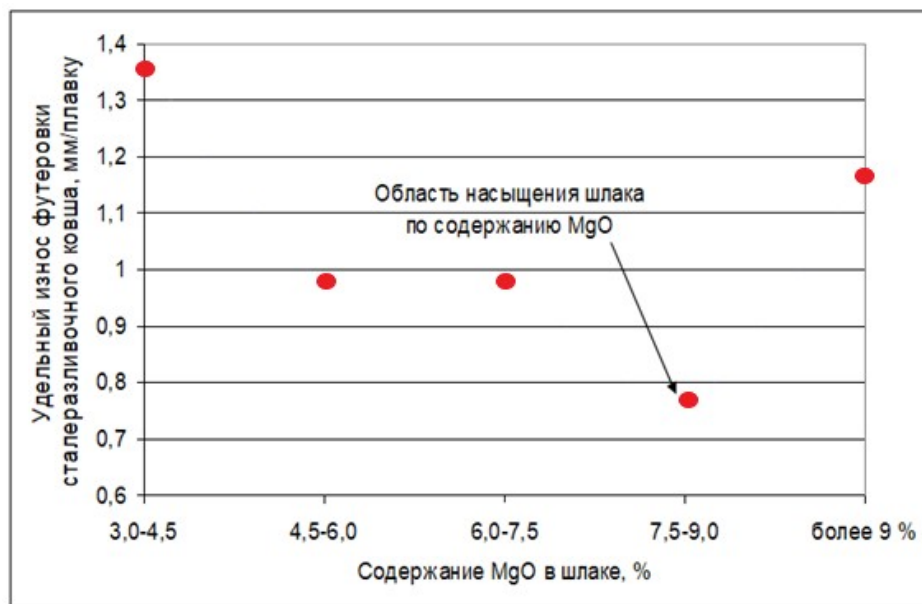


Рисунок 2.25 – Взаимосвязь стойкости огнеупорных изделий сталеразливочных ковшей от концентрации оксида магния в оксидном расплаве

Из материалов, представленных на рисунке 2.25 и в таблице 2.11, можно определить, что наименьший износ футеровки сталеразливочных ковшей происходит в тех случаях, где концентрация MgO в шлаке находится в диапазоне от 7,5 до 9,0 %. При этом, с помощью расчетных данных было определено, что содержание MgO, при котором происходит насыщение шлака в условиях участка ковшевой обработки стали, где проводились замеры остаточной толщины огнеупорных изделий, находится в интервале 8,50 до 9,05 %. Соответственно, наименьшее разрушение огнеупорных изделий коррозионным и эрозионным износом было отмечено на сталеразливочных ковшах участка ковшевой обработки стали, при обра-

ботке металла, где применялись оксидные расплавы, с насыщением по оксиду магния. Повышенный удельный износ огнеупорных изделий, при содержании MgO более 9,0 %, может быть объяснен повышенным износом футеровки вследствие необходимых технологических операций таких, как ввод сталеразливочного ковша с полной или частичной заменой футеровки.

Таким образом, в соответствии с выполненным анализом, можно показать, что для уменьшения взаимодействия оксидного расплава на огнеупорные изделия металлургических агрегатов нужно повышать концентрацию в нем оксида магния до предела насыщенности, но не более, т.к. избыток оксида магния выделится в виде твердых частиц с гетерогенизацией системы, что неблагоприятно скажется на рафинирующих свойствах оксидной системы.

2.4.2. Влияние концентрации MgO в гомогенной фазе оксидного расплава износ огнеупорных изделий

Зависимость стойкости футеровки сталеразливочных ковшей от числа обработанных плавов с насыщенным по оксиду магния оксидным расплавом показана на рисунке 2.26.

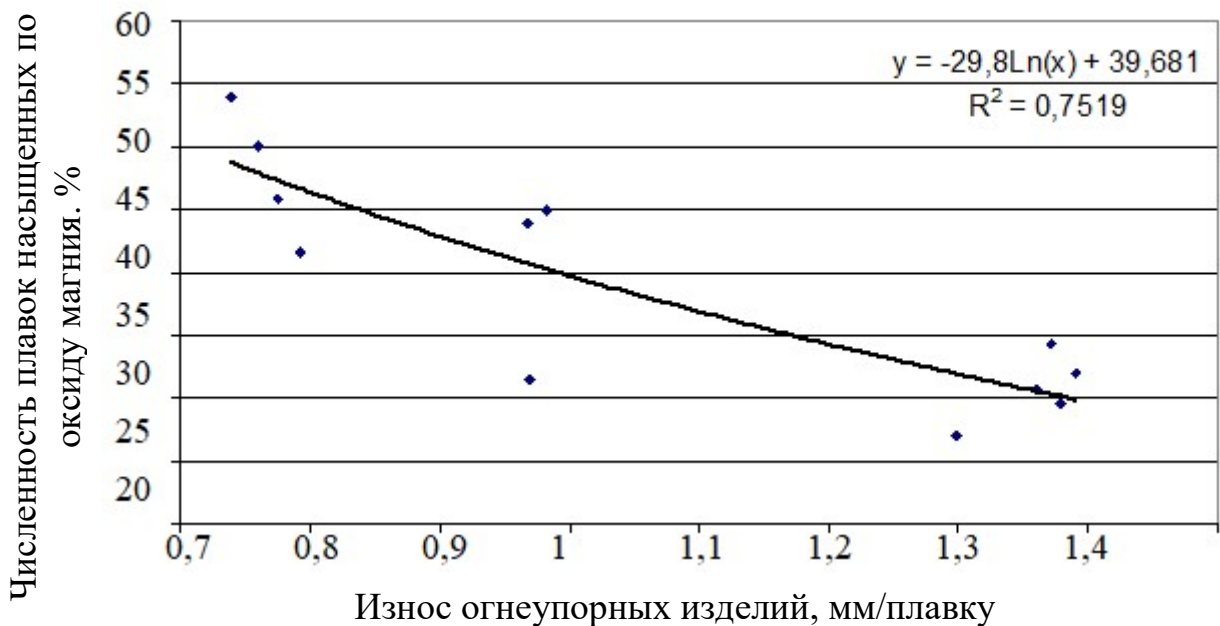


Рисунок 2.26 – Взаимосвязь стойкости огнеупорных изделий от числа обработанных плавов оксидным расплавом насыщенным по оксиду магния

Зависимость, представленную на рисунке 2.26 можно определить по формуле (2.40). Коэффициент детерминации R^2 зависимости (2.40) составляет 0,75 (рис. 2.26), что является достаточно высокой достоверностью прогнозируемых результатов.

$$Y = -29,8 \cdot \ln(x) + 39,68, \quad (2.40)$$

где, Y – средние значения износа огнеупорных изделий металлургического агрегата, мм/плавку;

x – % плавов, с сформированным оксидным расплавом насыщенным по оксиду магния.

Повышая процент обработок, оксидным расплавом, сформированным с содержанием оксида магния в рекомендованном диапазоне, можно уменьшить износ агрегата РН и сталеразливочного ковша.

Исходя из проведенных исследований, можно отметить, что для уменьшения влияния оксидного расплава на огнеупорные изделия металлургических агрегатов участка КОС, нужно повышать концентрацию оксида магния до насыщения, но не более, т.к. излишки оксида магния выделяются в виде твердых частиц с гетерогенизацией системы, что неблагоприятно скажется на рафинирующих свойствах оксидной системы.

2.4.3. Воздействие концентрации оксида алюминия в гомогенной составляющей шлака на насыщение по оксиду магния

Для развития рафинировочных процессов нужно иметь повышенную концентрацию оксидов кальция в оксидном расплаве [1]. Поэтому целесообразно определить зависимость параметра насыщенности гомогенной фазы оксидного расплава по оксиду магния MgO , от концентрации других оксидов. На рисунке 2.27 представлены границы насыщения оксидного расплава по оксиду магния при концентрации MeO в интервалах: от 40,0 до 55,0 % оксид кальция; от 14,0 до 32,0 % оксид кремния и от 4,0 до 20,0 % оксид алюминия.

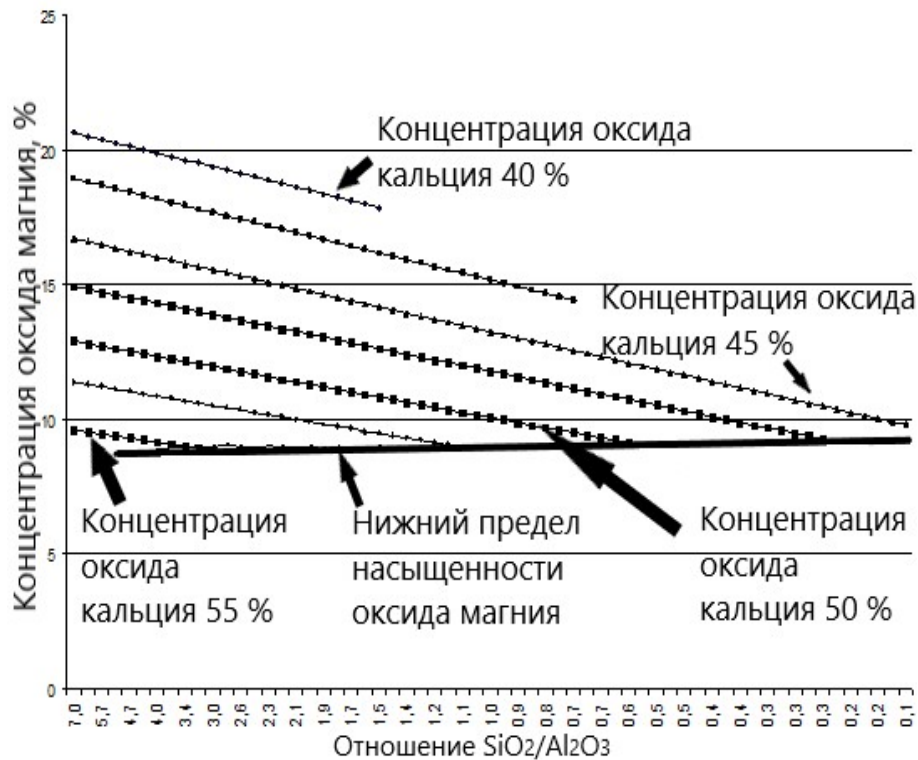


Рисунок 2.27 – Область насыщенности гомогенной фазы оксидного расплава по оксиду магния

Анализ зависимостей, представленных на графике 2.27, показал, что снижая показатель $\text{SiO}_2/\text{Al}_2\text{O}_3$ в жидкой фазе оксидного расплава, насыщенность оксидного расплава по оксиду магния уменьшается и, соответственно, уменьшается взаимодействие оксидного расплава с огнеупорными изделиями сталеразливочных ковшей и циркуляционного вакууматора. Таким образом, с целью увеличения количества обрабатываемых плавов сталеразливочных ковшей и вакууматоров РН на участке ковшевой обработки стали нужно обеспечить повышенную концентрацию оксида алюминия и снижение оксида кремния.

При снижении насыщенности оксидного расплава по оксиду магния увеличивается его насыщенность по оксиду кальция. Количество CaO в гомогенной фазе шлака увеличивается, что наилучшим образом сказывается на рафинирующей способности оксидной системы.

Снижение насыщенности оксидного расплава по оксиду магния благоприятно отразится на удельном износе огнеупорных изделий сталеразливочных ковшей и вакууматоров РН. Объем оксида магния поступающего из огнеупорного изделия в оксидный расплав при его износе определяется параметром насыщен-

ности по оксиду магния. При невысоком параметре насыщенности оксидного расплава по оксиду магния объем данного оксида, переходящего из огнеупорных изделий будет малым, соответственно, износ футеровки также будет малым. При значительном параметре насыщенности оксидного расплава по оксиду магния потребуется много данного оксида, это станет причиной существенного износа огнеупорных изделий сталеразливочных ковшей и вакууматоров РН.

Поэтому, можно утверждать, что увеличение концентрации оксида алюминия в шлаке способствует не только улучшению рафинирующих свойств шлака, но и снижает удельный износ огнеупорных изделий агрегатов участка ковшевой обработки стали.

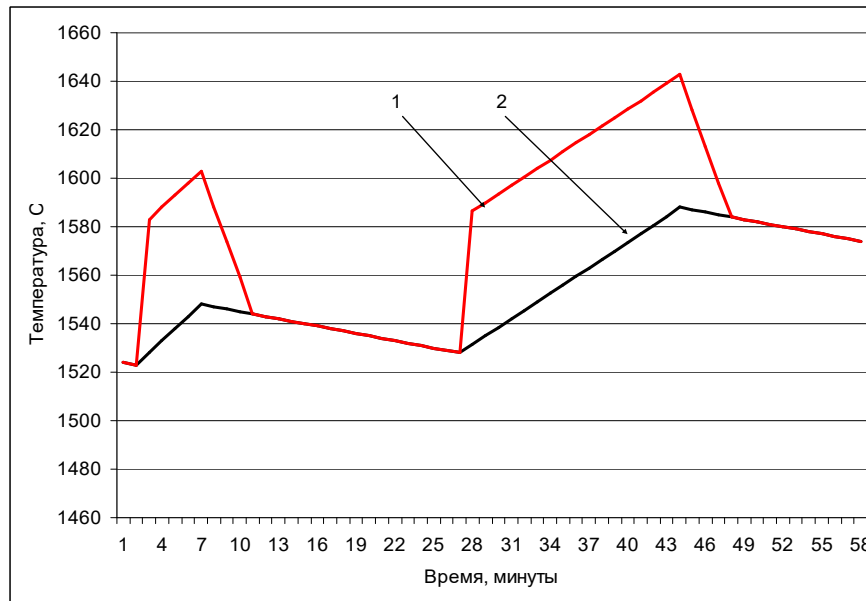
Для повышения стойкости футеровки металлургических агрегатов необходимо повышать количество плавок со шлаком, сформированным с насыщением по MgO. Соответственно, нужно исследовать составы оксидных систем, насыщенных по оксиду магния с хорошими десульфурными параметрами.

Для достижения точного содержания MgO в шлаке необходимо изучить температурный режим в АКП.

В период нагрева стали одновременно повышается и температура шлака, что приводит к увеличению показателя насыщения оксидного расплава по оксиду магния поэтому, в данный период огнеупорные изделия испытывают дополнительное коррозионное воздействие шлака. После периода нагрева температура стали и оксидного расплава выравнивается, поэтому показатель насыщения по оксиду магния уменьшается. Избыточный оксид магния (растворенный из огнеупорных изделий) выделяется в виде частиц оксидного расплава, соответственно у шлака снижается жидкоподвижность и рафинировочные свойства.

Для конкретизации поведения оксида магния в шлаковом расплаве были осуществлены измерения температуры стали и оксидного расплава в сталеразливочном ковше. Было показано, что в период нагрева стали температура шлака превышает температуру металла более чем на 50,0 °С. После завершения периода нагрева оксидный расплав сравнивался по температуре со сталью в течение неко-

того времени (5 минут). Технологические показатели замеров температуры показаны на рисунке 2.28.



1 – температура оксидного расплава; 2 – температура стали

Рисунок 2.28 – Температура оксидного расплава и стали в АКП в период обработки металла

На основании температурных замеров и технологичных параметров, показанных на рисунке 2.28, были определены интервалы насыщения оксидного расплава по оксиду магния во время нагрева стали. Расчеты показали, что в период нагрева предел насыщения MgO повышается до значений 9,5–10,0.

Полученные данные по температурным замерам и расчетным значениям предела насыщения шлага по MgO показали, что для насыщения шлага при температуре окончания обработки стали необходимо скорректировать: целевое содержание MgO в шлаке на уровне 7,5–8,0 % для расчета введения MgO-содержащих материалов.

2.4.4. Образование защитного гарнисажа, формируемого из оксидного расплава на огнеупорных изделиях агрегатов КОС

Вероятность возникновения защитного гарнисажа на поверхности футеровки, определяется характеристиками, как самого защитного покрытия, так и используемых огнеупорных материалов. Из литературного источника [225] известно, что застывание отложений на подложке или, поверхности тугоплавких мате-

риалов будет зависеть от ориентационно-размерного соотношения. Возможность застывания необходимого материала повышается, если оба материала обладают одинаковыми параметрами кристаллической решетки.

В огнеупорных изделиях, используемых в футеровке металлургических агрегатов, могут содержаться различные типы шпинели $MgO \cdot Al_2O_3$ и $MgO \cdot Cr_2O_3$, поэтому необходимо рассмотреть вероятность выделения из оксидного расплава шпинели $MgO \cdot Al_2O_3$, которая осаждается на футеровке сталеразливочных ковшей и вакуум - камер и способствует созданию защитного слоя, сдерживающего интенсивную пропитку огнеупорных изделий.

Для проверки теоретических положений на практике был выполнен анализ о возможности возникновения защитного покрытия, определен его состав фаз и свойства.

2.4.4.1. Условия формирования защитного слоя

Расчет активности шпинелеобразования $MgO \cdot Al_2O_3$ для различных оксидных систем, соответствующих шлакам, формируемым в АКП, рассчитали с помощью теории совершенных ионных растворов.

Для проведения исследований были смоделированы системы, состоящие из различных оксидов, их химический состав показан в таблице 2.12. Итоги вычислений представлены на рисунке 2.29 [225].

Таблица 2.12 – Химические составы рассматриваемых оксидных расплавов

№ оксидного расплава	Содержание оксидов, %			
	Оксид кальция	Оксид кремния	Оксид алюминия	Оксид магния
1	66,5	16,5	9,9	6,0
2	62,1	15,9	13,6	6,5
3	60,4	15,6	15,4	6,8
4	58,7	15,4	17,0	7,1
5	57,2	15,2	18,6	7,3

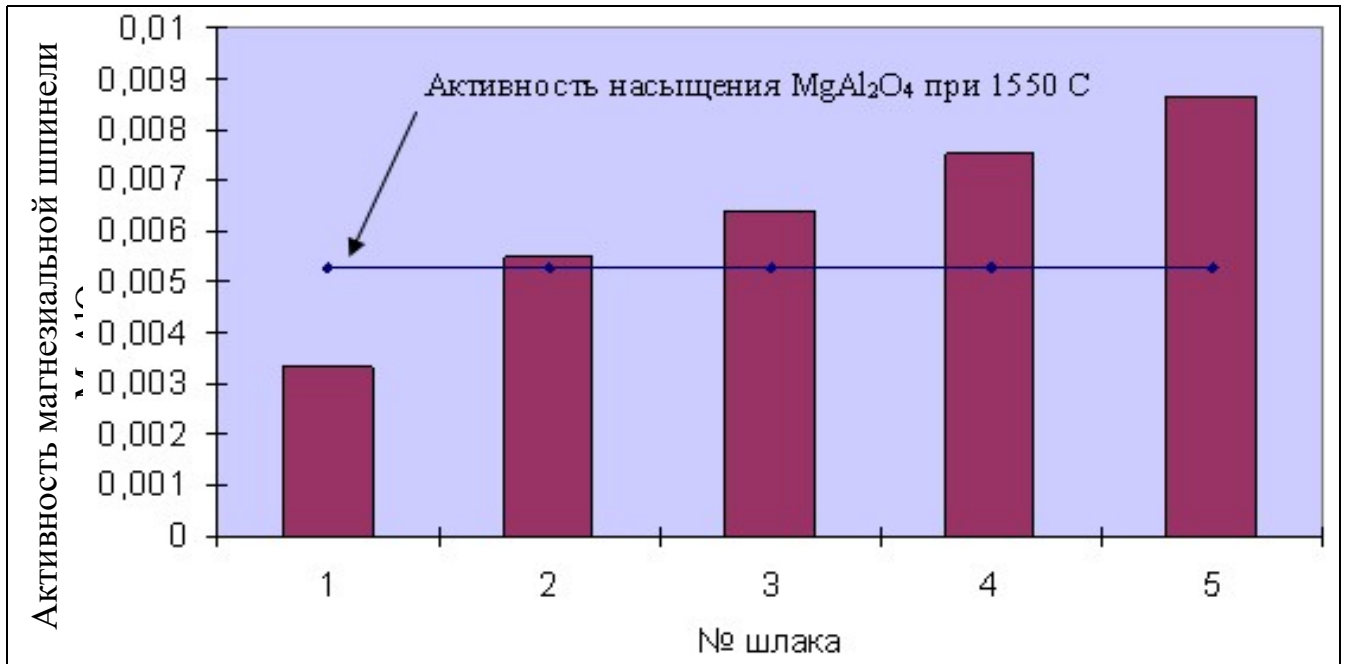


Рисунок 2.29 – Активность насыщения по магниальной шпинели при различных составах шлака

Показатели, изображенные на рисунке 2.29, указывают, что образование магниальной шпинели в гарнисаже возможно при высокой концентрации Al_2O_3 и MgO [225].

2.4.4.2. Фазовый состав защитного слоя

Для оценки фазового состава защитного слоя было исследовано алюмопеприклазоуглеродистое изделие, использованное в футеровке металлургического агрегата. Дополнительно был известен химический состав оксидного расплава с последней плавки перед выводом металлургического агрегата на замену футеровки, шлак состоял из следующих оксидов: 53,9 % CaO ; 21,4 % SiO_2 ; 15,6 % Al_2O_3 ; 6,4 % MgO .

Для изучения было подготовлено огнеупорное изделие высотой $h = 40,0$ – $45,0$ мм (рис. 2.30).

Далее провели исследование рентгенофазовой структуры в районе перехода «шлак – огнеупорной материал». Использовали методику исследований каждого снятого слоя. Замер осуществлялся с плоскости образцов, соответственно был дисбаланс фаз, а также усиление или (и) снижение их интенсивностей из-за того, что лабораторный образец был в виде огнеупорного изделия, а не в виде порошка.



Рисунок 2.30 – Исследуемое алюмопериклазоуглеродистое огнеупорное изделие после службы

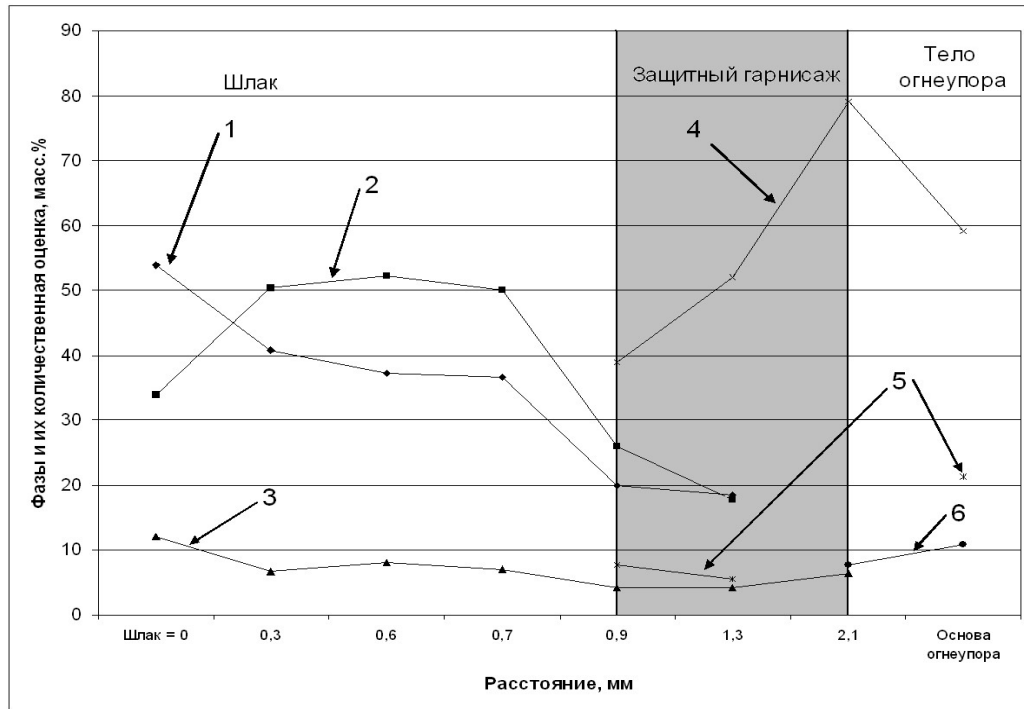
Первоначально провели исследования с «горячей» стороны образца, т.е. в области взаимодействия футеровки с оксидным расплавом. Рентгенофазовое исследование обнаружило наличие фазовых структур: $12\text{CaO}\cdot 7\text{Al}_2\text{O}_3$; $\beta\text{-}2\text{CaO}\cdot\text{SiO}_2$; MgO . При этом фаза $\beta\text{-}2\text{CaO}\cdot\text{SiO}_2$ зафиксирована только на поверхности футеровки и была незавершенная. Показатели съемки и декодирования, а также численный анализ находящихся фаз показаны на рисунке 2.31.

Из проведенного анализа видно, что с увеличением концентрации оксида алюминия повышается вероятность появления фаз с высокой температурой плавления в защитном гарнисаже. Толщина тугоплавких соединений включающих магнезиальную шпинель фаз, может быть более одного миллиметра. При этом концентрация тугоплавких фаз в защитном слое больше, чем в теле огнеупорного изделия. Отличается концентрация Al_2O_3 углерода и т. д., т. е. шпинель формировалась в гарнисаж из оксидного расплава. Следовательно, гарнисаж шлакового происхождения.

Таким образом:

1. Для уменьшения взаимодействия оксидного расплава на магнезиальные огнеупорные изделия металлургических агрегатов нужно повышать концентра-

цию в нем оксида магния до предела насыщенности, но не более, т.к. избыток оксида магния выделится в виде твердых частиц с гетерогенизацией системы, что неблагоприятно скажется на рафинирующих свойствах оксидной системы.



1 – $12\text{CaO}\cdot 7\text{Al}_2\text{O}_3$; 2 – $\beta\text{-}2\text{CaO}\cdot \text{SiO}_2$; 3 – MgO ; 4 – MgAl_2O_4 ;
5 – Al_2O_3 ; 6 – C (графит); более темным участком представлен защитный гарнисаж

Рисунок 2.31 – Изменение фазового состава огнеупорного изделия и шлака

2. Предел насыщения гомогенной составляющей шлака по MgO имеет границы, которые зависят от содержания других оксидов шлаковой системы. Увеличенная концентрация оксида алюминия в жидкой фазе оксидного расплава снижает предел насыщенности по оксиду магния, что приводит к уменьшению взаимодействия шлака с магнезиальными огнеупорными изделиями.

3. Зарождение $\text{MgO}\cdot \text{Al}_2\text{O}_3$ в защитном слое осуществляется при рациональной концентрации MgO и Al_2O_3 . Поэтому для образования защитного слоя, содержащего шпинель, необходимо увеличивать содержание в шлаке оксида магния до предела насыщения и оксида алюминия более 15 %.

2.5. Определение рационального состава шлака

В разделах 2.3 и 2.4 было рассмотрено и показано, как состав шлака влияет на удельный износ огнеупорных изделий. В результате можно определить рацио-

нальный состав шлака, обладающий максимальными рафинировочными свойствами и не агрессивного по отношению к футеровке металлургических агрегатов, а именно:

1) Шлак, обладающий максимальной десульфуризирующей способностью должен быть гомогенным и обладать химическим составом, представленным в таблице 2.10. Дополнительно необходимо учесть, что в данной таблице представлена граница перехода шлака из гомогенного в гетерогенное состояние, т.е. с увеличением содержания CaO и MgO шлак становится гетерогенным, соответственно будут снижены его рафинировочные свойства.

2) С точки зрения агрессивности шлака по отношению к футеровке сталеплавильного агрегата, шлак должен быть не насыщен MgO.

Таким образом, рассчитаем химический состав шлака, обладающего максимальными рафинировочными свойствами и не агрессивного по отношению к футеровке сталеплавильного агрегата, и дополнительно, способного создать защитный гарнисаж на поверхности огнеупорного изделия во время эксплуатации. Данные представлены в таблице 2.13.

Таблица 2.13 - Химический состав гомогенного шлака, обладающего максимальной сульфидной емкостью

№ п/п	CaO	Al ₂ O ₃	SiO ₂	MgO	FeO+MnO	Ls
1	51,9	22,3	15,5	8,0	<1,5	1396,71
2	51,5	23,5	14,7	8,0	<1,5	1568,47
3	51,1	24,7	13,8	8,0	<1,5	1715,63
4	50,8	25,9	13,0	8,0	<1,5	1824,47
5	50,4	27,2	12,1	8,0	<1,5	1881,72
6	50,0	28,5	11,2	8,0	<1,5	1878,20
7	49,6	29,8	10,3	8,0	<1,5	1808,89
8	49,1	31,1	9,3	8,0	<1,5	1676,98
9	48,7	32,4	8,4	8,0	<1,5	1491,43

2.6. Промышленные испытания по рациональному наведению шлаков в АКП

В 2022 году в рамках проекта «Цифровой помощник сталевара» была проведена работа по оптимизации расхода шлакообразующих материалов, отдавае-

мых в АКП для формирования высокоосновного, жидкоподвижного рафинировочного шлака в сталеразливочном ковше.

Для определения рационального состава шлака, обладающего максимальными рафинировочными свойствами, был использован показатель сульфидной емкости шлаков (C_s). Известные значения данного показателя позволяют не только оценить рафинировочные свойства шлаков, но и разработать эффективную технологию десульфурации стали.

На сульфидную емкость влияют два фактора.

Первый – это химический состав шлака, определяемый через показатель основности.

Второй – это температура. Зависимость (C_s) от данных факторов определяется по формуле (2.41).

$$LgC_s = 14,3 \cdot \Lambda^* - 7,01 - \frac{9908,1}{T}, \quad (2.41)$$

где, Λ^* – показатель основности оксидных расплавов;

T – температура шлака.

В качестве критерия рафинировочных свойств шлака возможно использовать параметр показателя основности Λ^* , который характеризуется наличием «свободных» анионов кислорода (« O^{2-} »), присутствующих в шлаке.

В шлаке, наводимом в сталеразливочном ковше, присутствуют оксиды, которые являются источниками «свободных» анионов кислорода (CaO и MgO) и оксиды, которые их поглощают (SiO_2) путем образования комплексных анионов SiO_4^{4-} . Дополнительно в шлаке присутствуют амфотерные оксиды (Al_2O_3), которые могут проявлять, как основные, так и кислотные свойства, т.е. являться донорами или поглотителями «свободных» анионов кислорода.

Для вычисления сульфидной емкости было предложено использовать формулу, в которой используется параметр показателя основности, учитывающий влияние основных и кислотных оксидов на наличие «свободных» анионов кислорода, а также поведение амфотерного оксида Al_2O_3 в зависимости от состава шлака.

$$\Lambda^* = \sum_{i=1}^n (X_i \cdot \Lambda_i^*)_{\text{ОСН}} - \sum_{i=1}^n (X_i \cdot \Lambda_i^*)_{\text{КИС}} + X_{\text{Al}_2\text{O}_3} \cdot Y_{\text{Al}_2\text{O}_3}, \quad (2.42)$$

где, X_i – мольная доля оксида, присутствующего в расплаве («мольная доля»);

Λ_i^* – коэффициент взаимодействия оксида, связанный с электроотрицательностью элементов по Полингу, определяемый по формуле (2.18) («коэффициент взаимодействия»);

$\sum_{i=1}^n (X_i \cdot \Lambda_i^*)_{\text{ОСН}}$ – сумма произведений «мольной доли» с «коэффициентом взаимодействия» основных оксидов, учитывающая наличие «свободных» анионов кислорода;

$\sum_{i=1}^n (X_i \cdot \Lambda_i^*)_{\text{КИС}}$ – сумма произведений «мольной доли» с «коэффициентом взаимодействия» кислотных оксидов, учитывающая поглощение «свободных» анионов кислорода;

$X_{\text{Al}_2\text{O}_3}$ – мольная доля оксида алюминия в шлаке.

Для определения «коэффициента взаимодействия» $Y_{\text{Al}_2\text{O}_3}$, в зависимости от содержания Al_2O_3 в шлаке, были проанализированы плавки с АКП. Данные представлены на рисунке 2.32.

Из данных, представленных на рисунке 2.32, видно, что гомогенные шлаки имеют повышенный «коэффициент взаимодействия» $Y_{\text{Al}_2\text{O}_3}$, поэтому целесообразно определить данный параметр для двух типов шлаков:

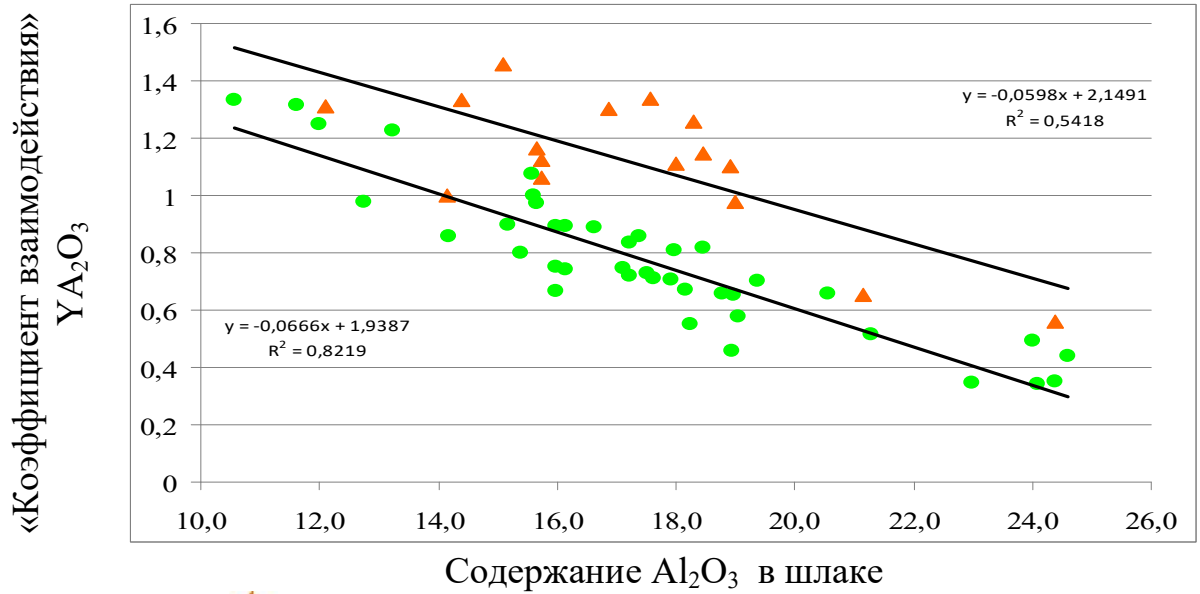
- состоящих только из гомогенной фазы (уравнения (2.43) и (2.44));
- с присутствием гетерогенной фазы (уравнения (2.45) и (2.46)).

$$Y_{\text{Al}_2\text{O}_3}^{\text{Гомо}} = -0,0598 \cdot (\text{Al}_2\text{O}_3) + 2,1491, \quad (2.43)$$

$$\Lambda_{\text{Гомо CaC}_2+\text{Al}}^* = \sum_{i=1}^n (X_i \cdot \Lambda_i)_{\text{ОСН}} - \sum_{i=1}^n (X_i \cdot \Lambda_i)_{\text{КИС}} + X_{\text{Al}_2\text{O}_3} \cdot (-0,0598 \cdot (\text{Al}_2\text{O}_3) + 2,1491), \quad (2.44)$$

$$Y_{\text{Al}_2\text{O}_3}^{\text{Гетеро}} = -0,0666 \cdot (\text{Al}_2\text{O}_3) + 1,9387, \quad (2.45)$$

$$\Lambda_{\text{Гетеро}} = \sum_{i=1}^n (X_i \cdot \Lambda_i)_{\text{ОСН}} - \sum_{i=1}^n (X_i \cdot \Lambda_i)_{\text{КИС}} + X_{\text{Al}_2\text{O}_3} \cdot (-0,0666 \cdot (\text{Al}_2\text{O}_3) + 1,9387). \quad (2.46)$$



▲ гомогенный и ● гетерогенный шлак в АКП

Рисунок 2.32 – Зависимость «коэффициента взаимодействия» $Y_{Al_2O_3}$ от содержания Al_2O_3 в шлаке

По уравнениям (2.43)–(2.46) была рассчитана максимальная сульфидная емкость для различных составов шлаков (табл. 2.14). Данные представлены на рисунке 2.33.

Таблица 2.14 – Составы расчетных шлаков

№ п/п	Массовая доля, %				
	CaO	Al_2O_3	SiO_2	MgO	MnO+FeO
1	2	3	4	5	6
1	57,6	4,2	28,5	8,9	0,7
2	57,3	5,1	27,9	9,0	0,7
3	57,0	6,0	27,3	9,0	0,7
4	56,8	6,9	26,6	9,0	0,8
5	56,5	7,8	26,0	9,0	0,8
6	56,2	8,7	25,3	9,0	0,8
7	55,9	9,7	24,6	9,1	0,8

Продолжение таблицы 2.14

1	2	3	4	5	6
8	55,6	10,6	23,9	9,1	0,8
9	55,3	11,6	23,2	9,1	0,8

10	55,0	12,6	22,5	9,1	0,8
11	54,7	13,6	21,8	9,1	0,8
12	54,3	14,6	21,1	9,1	0,8
13	54,0	15,7	20,3	9,2	0,8
14	53,7	16,8	19,5	9,2	0,8
15	53,3	17,8	18,8	9,2	0,9
16	53,0	18,9	18,0	9,2	0,9
17	52,6	20,1	17,2	9,2	0,9
18	52,3	21,2	16,4	9,3	0,9
19	51,9	22,3	15,5	9,3	1,0
20	51,5	23,5	14,7	9,3	1,0
21	51,1	24,7	13,8	9,3	1,0
22	50,8	25,9	13,0	9,3	1,0
23	50,4	27,2	12,1	9,3	1,0
24	50,0	28,5	11,2	9,4	1,0
25	49,6	29,8	10,3	9,4	1,0
26	49,1	31,1	9,3	9,4	1,0
27	48,7	32,4	8,4	9,4	1,0
28	48,3	33,8	7,4	9,4	1,1
29	47,8	35,2	6,4	9,5	1,1
30	47,4	36,7	5,4	9,5	1,1

Из данных, представленных на рисунке 2.33 видно, что гомогенные и гетерогенные шлаки обладают разной сульфидной емкостью. При этом формирование исключительно гомогенного шлака затруднительно по причине сложной контролируемости некоторых технологических параметров, например, количества конвертерного шлака, попадающего в сталеразливочный ковш во время слива стали. Поэтому необходимо формировать шлак с рациональным химическим составом в области, выделенной темной заливкой на рисунке 2.33.

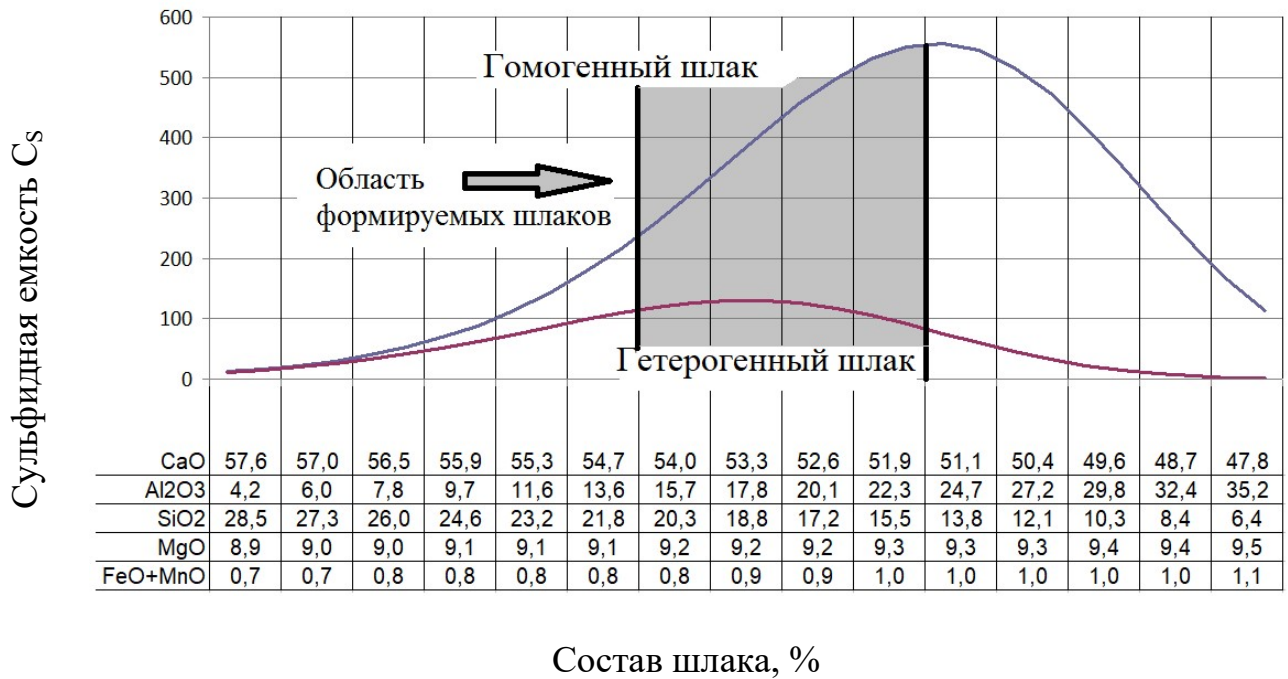


Рисунок 2.33 – Сульфидная емкость шлаков в зависимости от его химического состава

Дополнительной задачей является определение рационального содержания MgO в шлаке. Из данных, представленных на рисунке 2.33 видно, что в области формирования шлаков MgO находится в интервале 9,2–9,3 %. Однако, повышение содержания данного оксида выше представленных значений приводит к гетерогенизации шлака и значительному снижению его рафинировочных свойств. В период нагрева металла предел насыщения по MgO повышается с 9,3 до 10,0 %, что приводит к перенасыщению шлака оксидом магния. Излишек MgO выделяется в виде твердых частиц, что приводит к снижению рафинировочных свойств шлака. Поэтому при формировании рационального состава шлака для исключения его перенасыщения по MgO необходимо ограничить содержание оксида магния в шлаке на уровне 7,5–8,0 %. С учетом изложенного выше и в результате проведенных исследований был определен состав шлака, обладающий рациональными рафинировочными свойствами (CaO – 53,0 ± 0,5 %; Al₂O₃ – 20,0 ± 0,5 %; SiO₂ – 18,0 ± 0,5 %; MgO – 8,0 ± 0,5 %; (FeO + MnO) < 1,5 %).

Формирование состава шлака в АКП проводили в зависимости от конечного содержания серы в металле (S_K) по формуле (2.47) [326].

$$S_k = \frac{S_n}{1 + \frac{m}{M} \cdot L_s^*} \quad (2.47)$$

где, S_k – требуемое содержание серы в металле, %;

S_n – начальное содержание серы перед обработкой в АКП;

m – масса шлака, для условий КОС АО «ЕВРАЗ НТМК» данный показатель составляет 2,0 тонны;

M – масса металла, для условий КОС АО «ЕВРАЗ НТМК» данный показатель составляет 152,0 тонны;

L_s^* – коэффициент распределения серы между шлаком и металлов в АКП определяли по формуле (2.11).

При расчете состава шлака учитывалось количество конвертерного шлака и угар элементов раскислителей. Далее, в зависимости от технологии раскисления добавлялось необходимое количество шлакообразующих материалов.

Формирование высокоосновного жидкоподвижного шлака позволило снизить расход шлакообразующих материалов, отдаваемых в сталеразливочный ковш. В период проведения испытаний (август – октябрь 2022 года) расход шлакообразующих материалов был снижен на 7,5 % (с 8,0 до 7,4 кг/т стали) и улучшена десульфурация расплава на 14 % по сравнению с серийными плавками. Дополнительно необходимо отметить, что шлаки с данным химическим составом могут перерабатываться в аглодоменном производстве.

Акт промышленного внедрения представлен в Приложении Ж.

2.7. Выводы к главе 2

1. В условиях промышленного предприятия, рассмотрено поведение серы по технологическим цепочкам производства стали, от рудных материалов до металлопроката. Показано, что десульфурация расплава до сталеплавильного агрегата не позволяет достигать концентрации серы менее 0,005 % в стали. Для достижения концентрации S не более 0,005 % в расплаве нужно использовать ком-

плекс технологических операций, состоящий из обработки полупродукта на установке десульфурации стали, далее в агрегате «ковш-печь» и вакууматоре.

2. «Коэффициент взаимодействия» $Y_{Al_2O_3}$ изменяется в зависимости от состава и типа шлака (гомогенный или гетерогенный). Повышенный «коэффициент взаимодействия» оксида алюминия в гомогенных шлаках интерпретируется тем, что в гомогенных оксидных расплавах данного типа наблюдается недостаток «свободных» анионов кислорода, источником которых является CaO и, в таких условиях, оксид алюминия показывает в большей степени основные свойства, чем кислотные. Таким образом, гомогенные шлаки обладают повышенной сульфидной емкостью из-за повышенного «коэффициента взаимодействия» оксида алюминия. С позиции ионной теории шлаков это можно объяснить так, что при дефиците «свободных» анионов кислорода возрастает вероятность встраивания AlO_4^{5-} в цепочки кремнекислородных комплексов SiO_4^{4-} , тем самым, исключая дополнительное поглощение « O^{2-} » элементами комплексообразователями.

3. Впервые для определения сульфидной емкости шлака предложена формула расчета, учитывающая взаимосвязь температуры и параметра показателя основности в многокомпонентной системе CaO-SiO₂-Al₂O₃-MgO-(FeO+MnO < 1,5), учитывающая влияние оксидов, проявляющих основные, кислотные свойства и влияние амфотерного оксида Al₂O₃.

4. Определен рациональный состав оксидного расплава при температуре 1585 °С, обладающий максимальными рафинировочными свойствами (CaO – 50,4 %; Al₂O₃ – 27,2 %; SiO₂ – 12,1%; MgO – 9,3 %; FeO+MnO < 1,5 %. Для уменьшения взаимодействия оксидного расплава на магниевые огнеупорные изделия металлургических агрегатов нужно повышать концентрацию в нем оксида магния до предела насыщенности, но не более, т.к. избыток оксида магния выделится в виде твердых частиц с гетерогенизацией системы, что неблагоприятно скажется на рафинирующих свойствах оксидной системы. Предел насыщения гомогенной составляющей шлака по MgO имеет границы, которые зависят от содержания других оксидов шлаковой системы. Увеличенная концентрация оксида алюминия

в жидкой фазе оксидного расплава снижает предел насыщенности по оксиду магния, что приводит к уменьшению взаимодействия шлака с магниальными огнеупорными изделиями. Зарождение $MgO \cdot Al_2O_3$ в защитном слое осуществляется при рациональной концентрации MgO и Al_2O_3 . Поэтому для образования защитного слоя, содержащего шпинель, необходимо обеспечить содержание в шлаке оксида магния в интервале 7,5-8,0 % и оксида алюминия свыше 15,0 %.

5. Уточнены границы переходного состояния шлака из гетерогенного в гомогенное для химического состава $CaO-SiO_2-Al_2O_3-MgO-(FeO+MnO <1,5)$ при разных температурах.

6. Определен химический состав шлака, обладающего максимальными рафинировочными свойствами и не агрессивного по отношению к футеровке сталеплавильного агрегата. Полученные знания позволяют точно прогнозировать остаточное содержание серы в металле после обработки в АКЭС и необходимое количество материалов для формирования шлака. Дополнительно формирование гомогенного не агрессивного по отношению к футеровке шлака в АКЭС позволяет получать металл с низким содержанием НВ.

7. С учетом изложенных теоретических положений на АО ЕВРАЗ НТМК были проведены исследования по определению состава шлака, обладающего рациональными рафинировочными свойствами: ($CaO - 53,0 \pm 0,5$ %; $Al_2O_3 - 20,0 \pm 0,5$ %; $SiO_2 - 18,0 \pm 0,5$ %; $MgO - 8,0 \pm 0,5$ %; $(FeO + MnO) < 1,5$ %). Формирование высокоосновного, жидкоподвижного шлака позволило снизить расход шлакообразующих материалов, отдаваемых в сталеразливочный ковш. В период проведения испытаний (август – октябрь 2022 года) расход шлакообразующих материалов был снижен на 7,5 % (с 8,0 до 7,4 кг/т стали). Полученные результаты подтверждены Актом промышленного внедрения (Приложение Ж).

3 УДАЛЕНИЕ ПРИМЕСЕЙ ИЗ РАСПЛАВЛЕННОГО МЕТАЛЛА ПРИ ПОНИЖЕННОМ ДАВЛЕНИИ

3.1. Теоретические положения удаления примесей из расплавленного металла при пониженном давлении

Обработка расплава вакуумом является эффективным способом повышения качества стали и расширением технологических способностей металлургических агрегатов для достижения требуемого содержания необходимых элементов в расплаве.

Удаление примесей из расплавленного металла при пониженном давлении возможно, если при взаимодействии примесей образуются газообразные продукты. Тогда реакции взаимодействия можно описать в следующем виде:



Для реакций (3.1) и (3.2) константы равновесия определяются по уравнениям (3.3) и (3.4) соответственно:

$$K_R = \frac{P_{R_mO_n}}{[R]^m \cdot [O]^n}, \quad (3.3)$$

$$K_{X_2} = \frac{[X]}{P_{X_2}^{1/2}}. \quad (3.4)$$

Уравнения (3.3) и (3.4) дают представления о том, что при пониженном давлении возможно получить низкое остаточное содержание вредных примесей в стали.

Известно, что удаление примесей из расплава возможно по следующим механизмам (рис. 3.1) [1, 280, 281]:

1. Первый механизм – это непосредственный переход из металла в окружающее пространство.
2. Второй механизм – это зарождение пузырей газа в расплаве и их дальнейшее всплытие.

3. Третий механизм – это образование пузырей на границе огнеупорной футеровки с расплавом.

4. Четвертый механизм – продувка расплава нейтральным газом (например, аргоном).

Варианты удаления газов из стали представлены на рисунке 3.1

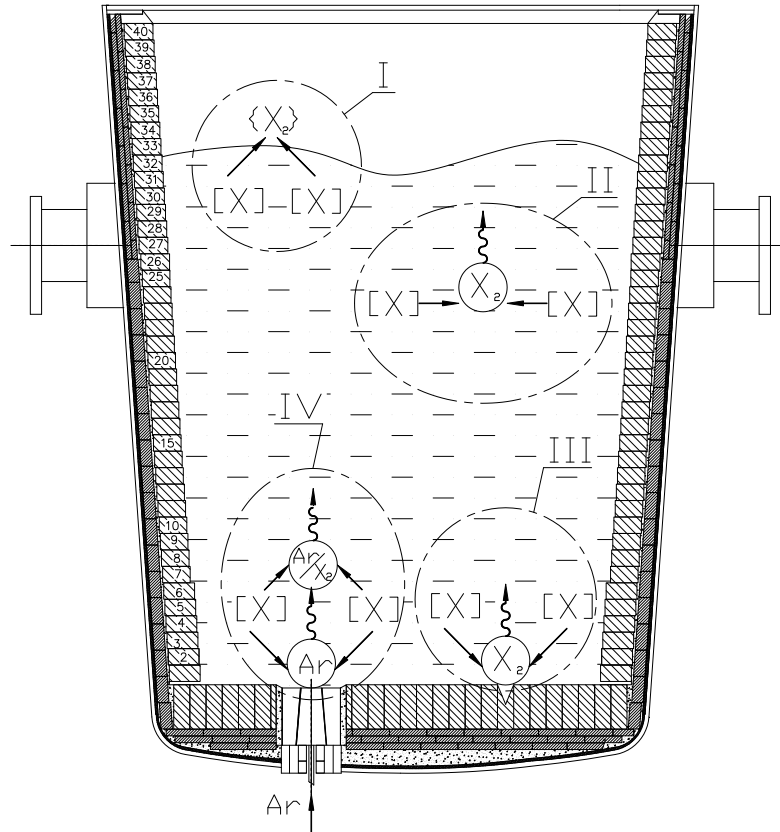


Рисунок 3.1 – Механизмы удаления водорода из металла

Рассмотрим условия и пределы удаления водорода, азота и углерода (по реакции $[C]+[O]=\{CO\}$) в зависимости от технологических параметров обработки расплава вакуумом.

Образование газового пузыря возможно, если его внутреннее давление (P_B) преобладает над внешним, которое соответствует совокупности давлений [281]:

- давление в металлургическом агрегате (P);
- давление столба жидкости над пузырем (P_p);
- капиллярное давление (P_σ).

Тогда условие зарождения пузырька газа будет соответствовать условию:

$$P_B > P + P_p + P_\sigma. \quad (3.5)$$

Капиллярное давление вычислим по уравнению [281, 327]:

$$P_{\sigma} = \frac{2 \cdot \sigma}{r}, \quad (3.6)$$

где, σ – поверхностное натяжение расплава;

r – радиус пузырька газа.

Давление столба металлического расплава рассчитаем по формуле (3.7) [281, 327]:

$$P_p = \rho \cdot g \cdot h, \quad (3.7)$$

где, ρ – плотность расплава, г/см³;

g – ускорение свободного падения, см/с²;

h – высота столба жидкого металла, см.

Объединив уравнения (3.5)–(3.7), получим условие зарождения пузырьков газа в объеме расплава:

$$P_B > P + \rho \cdot g \cdot h + \frac{2 \cdot \sigma}{r}. \quad (3.8)$$

В уравнении (3.8) внутреннее давление (P) выражено в атмосферах, поэтому целесообразно остальные показатели, такие как давление столбов жидкости (P_p) и капиллярного давления (P_{σ}) представить в атмосферном давлении.

Учитывая, что высота столба металла, равная 142 см, соответствует давлению 1 атм., тогда уравнение (3.7) примет вид [281, 327]:

$$P_p = \rho \cdot g \cdot h = \frac{h}{142}, \text{ атм.} \quad (3.9)$$

Преобразуем уравнение (3.6) в давление, выраженное в атмосферах:

$$P_{\sigma} = \frac{2 \cdot \sigma}{r} = \frac{10^{-5} \cdot 2 \cdot \sigma}{9,81 \cdot r}, \text{ атм.} \quad (3.10)$$

Исходя из уравнений (3.9)–(3.10), условия зарождения пузырька газа будет следующим:

$$P_B > P + \frac{h}{142} + \frac{10^{-5} \cdot 2 \cdot \sigma}{9,81 \cdot r}, \text{ атм.} \quad (3.11)$$

Уравнение (3.11) позволяет определить основные параметры образования пузырьков газа в расплаве, такие как глубину зарождения при различном давлении и концентрации примесей.

Зарождение и рост газовых пузырей в расплаве допустимо в том случае, если их внутреннее давление равно или больше внешнего.

Внутреннее давление газа в пузырьке определяется давлением насыщения ($P_{\text{нас}}$) – равновесному давлению, которое формируется в зависимости от содержания рассматриваемых газов в расплаве [337].

Давление насыщения водорода ($P_{H_2\text{нас}}$), азота ($P_{N_2\text{нас}}$) и окиси углерода ($P_{CO\text{нас}}$) зависит от содержания соответствующих элементов в расплаве. Дополнительно в формуле (3.11) входит параметр радиуса пузырька, т.е. радиус такого пузырька, давление в котором равно давлению насыщения, когда зародышу пузырька равному $r_{\text{кр}}$ соответствует равновесие между внутренним и внешним давлением.

С учетом ввода критического радиуса уравнение (3.11) примет вид

$$P_{\text{нас}} > P + \frac{h}{142} + \frac{10^{-5} \cdot 2 \cdot \sigma}{9,81 \cdot r_{\text{кр}}}, \quad (3.12)$$

где, $r_{\text{кр}}$ – критический радиус пузырька газа, см.

Пузырьки газа, обладающие размером менее критического, неустойчивы, т.к. внешнее давление, определяемое как сумма давлений правой части уравнения (3.12), превышает внутреннее давление в пузырьке газа. Дополнительно необходимо учитывать, что если радиус пузырька газа выше определенного размера (r_k) и внутри него давление больше, чем внешнее, то пузырек газа будет расти и всплывать из стали.

Поэтому, можно рассчитать r_k зародыша пузырька газа способного к зарождению и росту:

$$r_k = \frac{2 \cdot 10^{-5} \cdot \sigma}{9,81 \cdot \left(p_{\text{нас}} - P - \frac{h}{142} \right)} = \frac{2,04 \cdot 10^{-6} \cdot \sigma}{p_{\text{нас}} - P - \frac{h}{142}}. \quad (3.13)$$

Уравнение (3.13) позволяет определить вероятность образования зародыша в зависимости от содержания примесей в металле, а также глубину зарождения пузырьков газа.

3.1.1. Определение минимальной концентрации примесей в расплаве, удаляемых по механизму образования пузырьков

Условием образования пузырьков газа будет являться условие

$$h = 2 \cdot r \quad , \quad (3.14)$$

где, h – это глубина зарождения;

r – радиус пузырька газа (рис. 3.2), т.е. пузырьки газа непосредственно касаются поверхности расплава.

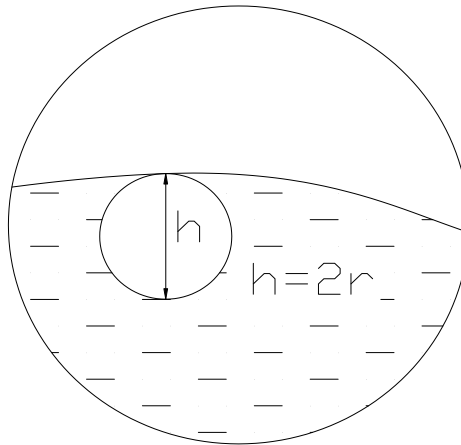


Рисунок 3.2 – Условие образования минимальных размеров пузырьков газа на поверхности расплава

Зарождение и рост пузырьков будет обеспечиваться при условии $P_B = P_{нас}$. Таким образом, исходя из рассматриваемых параметров, представленных на рисунке 3.2, уравнение (3.8) примет вид

$$P_{нас} = P + \rho \cdot g \cdot 2 \cdot r + \frac{2 \cdot \sigma}{r} . \quad (3.15)$$

Уравнение (3.15) дает возможность определить минимальную концентрацию примесей в расплаве, при содержании которых они способны к зарождению и росту пузырьков газа.

Первоначальной задачей необходимо определить условие зарождения пузырька газа по условию минимального радиуса. Изменим формулу (3.15) для вычисления минимального радиуса пузырька газа:

$$P + 2 \cdot r \cdot \rho \cdot g + \frac{2 \cdot \sigma}{r} - p_{\text{нас}} = 0, \quad (3.16)$$

тогда

$$r^2 + \frac{(P - p_{\text{нас}})}{2 \cdot \rho \cdot g} \cdot r + \frac{\sigma}{\rho \cdot g} = 0 \quad (3.17)$$

Вычисление уравнения (3.17) указывает на два ответа:

$$r = \frac{p_{\text{нас}} - P}{4 \cdot \rho \cdot g} \pm \sqrt{\left(\frac{p_{\text{нас}} - P}{4 \cdot \rho \cdot g}\right)^2 - \frac{\sigma}{\rho \cdot g}} \quad (3.18)$$

Наименьший радиус пузырька r в формуле (3.18) соответствует минимальному размеру пузырька, способному к росту на поверхности расплава:

$$r_{\text{min}} = \frac{p_{\text{нас}} - P}{4 \cdot \rho \cdot g} - \sqrt{\left(\frac{p_{\text{нас}} - P}{4 \cdot \rho \cdot g}\right)^2 - \frac{\sigma}{\rho \cdot g}} \quad (3.19)$$

Уравнение (3.19) будет иметь физический смысл при положительном решении квадратного корня, т.е. основным показателем образования пузырька газа будет условие:

$$\left(\frac{p_{\text{нас}} - P}{4 \cdot \rho \cdot g}\right)^2 - \frac{\sigma}{\rho \cdot g} \geq 0 \quad (3.20)$$

Рассмотрим уравнение (3.20):

$$\begin{aligned} (p_{\text{нас}} - P)^2 - 16 \cdot \sigma \cdot \rho \cdot g &\geq 0, \\ p_{\text{нас}} &\geq P + 4 \cdot \sqrt{\sigma \cdot \rho \cdot g}. \end{aligned} \quad (3.21)$$

Поэтому, при давлениях насыщения менее, чем определяемое по формуле (3.21), стабильные, готовые к увеличению газовые пузырьки не образуются.

$$p_{\text{насMIN}} = P + 4 \cdot \sqrt{\sigma \cdot \rho \cdot g} \quad (3.22)$$

В вакууме (при $P = 0$) давление насыщения в газовом пузыре будет определяться по формуле (3.23)

$$p_{\text{насMIN}} = 4 \cdot \sqrt{\sigma \cdot \rho \cdot g} \quad (3.23)$$

Уравнение (3.23) дает возможность определить минимальное давление насыщения в условиях вакуума, при котором способны образовываться устойчивые газовые пузыри. Для этого необходимо определить значения параметров в правой части уравнения (3.23).

Поверхностное натяжение железа при 1500 °С составляет 1860 мДж/м². Зависимость поверхностного натяжения от температуры определяется уравнением [30]:

$$\sigma = \sigma_0 + \frac{\partial \sigma}{\partial T} \cdot (T - T_{\text{пл}}), \quad (3.24)$$

где, $\frac{\partial \sigma}{\partial T}$ – коэффициент для железа, равный 0,35 мДж/(м²·К).

Таким образом, для температур обработки расплава в агрегатах участка ковшевой обработки стали (1600 °С), поверхностное натяжение стали будет соответствовать:

$$\sigma = \sigma_0 + \frac{\partial \sigma}{\partial T} \cdot (T - T_{\text{пл}}) = 1860 + 0,35 \cdot (1600 - 1550) = 1877,5 \text{ мДж/м}^2$$

Плотность железа примем равной 7000 кг/м³, ускорение свободного падения $g = 9,81 \text{ м/с}^2$, тогда минимальное давление насыщения примет следующее значение:

$$p_{\text{нас}_{\text{MIN}}} = 4\sqrt{1877,5 \cdot 10^{-3} \cdot 7000 \cdot 9,81} = 1436,3 \text{ Па} \cdot$$

Можно сделать вывод, что минимальное давление насыщения газа в расплаве для образования и увеличения пузырька определяется равенством $p_{\text{нас}_{\text{MIN}}} = 1436,3 \text{ Па}$, или если считать давление в атмосферах, то $p_{\text{нас}_{\text{MIN}}} = 0,0142 \text{ ат}$.

Изучим удаление газов по первому механизму, т.е. при непосредственном переходе из стали в печное пространство:

$$\frac{1}{2} \{X_2\} = [X]. \quad (3.25)$$

Растворение рассматриваемых газов в стали подразумевает разложение их молекул на атомы, соответственно константа равновесия данной реакции (3.25) будет определяться по уравнению (3.26):

$$K_{X_2} = \frac{\gamma_{X_2} \cdot [X]}{P_{\{X_2\}}^{1/2}} . \quad (3.26)$$

Для практических вычислений показатель γ_{X_2} можно не учитывать, тогда формула (3.26) будет иметь следующий вид:

$$K_{X_2} = \frac{X}{P_{\{X_2\}}^{1/2}} . \quad (3.27)$$

Из равенства (3.26) также можно рассчитать давление насыщения газа, потому что $P_{\{H_2\}} = P_{\text{НАС}_{\text{MIN}}}$, тогда:

$$[X] = K_{X_2} \cdot \sqrt{P_{\text{НАС}_{\text{MIN}}}} . \quad (3.28)$$

Константу реакции растворения водорода в жидкой стали рассчитаем по уравнению (3.29) [1].

$$\lg K_{H_2} = -\frac{1900}{T} + 2,47 . \quad (3.29)$$

Для температуры 1600 °С K_{H_2} будет соответствовать

$$K_{H_2} = 10^{\left(-\frac{1900}{T} + 2,47\right)} = 28,55 \text{ см}^3/100 \text{ г} .$$

Рассчитанные показатели позволяют определить давление насыщения водорода, способного удаляться по второму механизму.

$$[H] = K_{H_2} \cdot \sqrt{P_{\text{НАС}_{\text{MIN}}}} = 28,55 \cdot \sqrt{0,0142} = 3,4 \text{ г}/10^6 \text{ г}_{\text{Fe}} (0,00034 \%) \text{ или } 3,4 \text{ ppm} .$$

По представленному примеру рассчитаем минимальные концентрации азота и кислорода.

Константы равновесия растворения азота и взаимодействия кислорода с углеродом определим по формулам (3.30) и (3.31) соответственно [1]:

$$\lg K_{N_2} = -\frac{770}{T} - 0,95 , \quad (3.30)$$

$$\lg K_{CO} = \lg \left(\frac{P_{CO}}{[C] \cdot [O]} \right) = \frac{1860}{T} + 1,61 . \quad (3.31)$$

Расчетные показатели пределов удаления водорода, азота и кислорода представлены в таблице 3.1.

Таблица 3.1 - Наименьшая концентрация газов в расплаве, способных удаляться по второму механизму

Наименование	H ₂	N ₂	O ₂ , при концентрации в металле углерода 0,03 %	O ₂ , при концентрации в металле углерода 0,3 %
Концентрация газов, ppm	3,4	52	10	1,0

При концентрации газов менее, чем показано в таблице 3.1, дегазация расплава по второму механизму неосуществима.

Удаление газов при их концентрации менее, чем представлено в таблице 3.1, происходит диффузией в чужеродные пузыри или непосредственным переходом атомов с поверхности расплава.

3.1.2. Расчет минимальной глубины образования газовых пузырей

Рассмотрим уравнение (3.13)

$$r_k = \frac{2,04 \cdot 10^{-6} \cdot \sigma}{P_{\text{нас}} - P - \frac{h}{142}}.$$

При отрицательном знаменателе уравнения (3.13) образование зародыша невозможно, т.к. радиус зарождения пузырька газа $r_{\text{кр}}$ примет отрицательное значение, что соответствует растворению газа в расплаве. Таким образом, дополнительным условием зарождения и существования пузырька газа будет являться условие, представленное в неравенстве (3.32).

$$P_{\text{нас}} - P - \frac{h}{142} \geq 0, \quad (3.32)$$

тогда

$$P_{\text{нас}} \geq P + \frac{h}{142}. \quad (3.33)$$

Если давление $P_{\text{нас}}$ будет выше суммы давлений атмосферного (P) и давления столба металла ($\frac{h}{142}$), то это приведет к образованию устойчивого пузыря. Соответственно, из неравенства (3.34) возможно определить глубину зарождения пузырьков газа.

$$h \leq 142 \cdot (p_{\text{нас}} - P). \quad (3.34)$$

Давление насыщения водорода можно рассчитать из формулы определения реакции растворения газа в стали:

$$P_{\text{НАС}_{\text{MIN}}} = \frac{[\text{H}]^2}{(K_{\text{H}_2})^2}.$$

Для H_2 константу реакции растворения в жидкой стали можно вычислить по следующему уравнению [1]:

$$\lg K_{\text{H}_2} = -\frac{1900}{T} + 2,47.$$

Для температуры 1600°C $P_{\text{НАС}_{\text{MIN}}}$ будет соответствовать

$$P_{\text{НАС}_{\text{MIN}}} = \frac{[\text{H}]^2}{28,55^2} = \frac{[\text{H}]^2}{738,87}.$$

Для определения границы зарождения пузырей газа водорода дополним неравенство (3.34) давлением насыщения водорода:

$$h \leq 142 \left(\frac{[\text{H}]^2}{738,87} - P \right). \quad (3.35)$$

Проанализировав неравенство (3.35) видно, что глубина зарождения пузырей определяется внешним давлением и содержанием газа в стали.

При концентрации H_2 в металле 5,0 ppm и в условиях глубокого вакуума ($P = 0$), граница образования пузырей H_2 будет рассчитываться по следующей формуле:

$$h = 142 \left(\frac{[5]^2}{738,87} - 0 \right) = 4,8 \text{ см}. \quad (3.36)$$

Уравнение (3.36) дает возможность определить глубину зарождения пузырьков газа в зависимости от содержания водорода в металле. Расчетные данные показаны на рисунке 3.3 [327].



Рисунок 3.3 – Глубина зарождения пузырьков водорода в зависимости от его содержания в металле

Из данных, представленных на рисунке 3.3, видно, что глубина зарождения пузырьков водорода незначительна и, при уменьшении концентрации газа в металле данная величина уменьшается.

Расчеты показали, что глубина образования и удаления H_2 из расплава в металлургическом агрегате незначительна, поэтому определяющим фактором является перемешивание металла и перемещение объемов стали на поверхность, где растворенный H_2 перемещается в газовую фазу.

Давление насыщения N_2 можно рассчитать из формулы определения реакции растворения газа в стали:

$$p_{\text{НАС}_{\text{MIN}}} = \frac{[N]^2}{(K_{N_2})^2}.$$

Для N_2 константу реакции растворения в жидкой стали можно вычислить по следующему уравнению:

$$\lg K_{N_2} = -\frac{770}{T} - 0,95, \%$$

Для температуры 1600°C $p_{\text{НАС}_{\text{MIN}}}$ будет соответствовать

$$p_{\text{НАС}_{\text{MIN}}} = \frac{[N]^2}{(-1,37)^2} = \frac{[N]^2}{1,88}.$$

Для нахождения границы образования пузырей газа N_2 дополним неравенство (3.34) давлением насыщения азота:

$$h \leq 142 \left(\frac{[N]^2}{738,87} - P \right). \quad (3.37)$$

Очевидно, что глубина образования пузырей газа определяется внешним давлением и содержанием азота в стали.

При концентрации углерода в металле 200,0 ppm и в условиях вакуума ($P = 0$), граница образования пузырей газа CO будет определяться следующим уравнением:

$$h = 142 \cdot \left(\frac{[200]^2}{1,88} - 0 \right) = 3 \cdot 10^6 \text{ см}.$$

Граница образования газовых пузырей в металле будет рассчитываться формулой (3.34):

$$h \leq 142 \cdot (p_{\text{нас}} - P)$$

и при температуре рафинировочных процессов (1600 °C) [1]:

$$\frac{p_{\text{CO}}}{[C] \cdot [O]} = 402,$$

$$p_{\text{CO}} = 402 \cdot [C] \cdot [O] = 1,42 \text{ ат}.$$

Тогда при атмосферном давлении ($P = 1,0$ ат.) $h = 142 \cdot (1,42 - 1,0) = 59,64$ см.

Если образование пузырьков газа идет при низком давлении, то, будет меняться и граница появления данных пузырьков газа, в частности, если $P = 0,01$ ат, тогда:

$$h = 142(1,42 - 0,01) = 200,22 \text{ см}.$$

Глубина зарождения пузырьков {CO} более 2 м.

Минимальная глубина образования газов показана в таблице 3.2.

Таблица 3.2 – Граница образования и растворения газов в расплаве

Наименование	H ₂ , 5 ppm	N ₂ , 200 ppm	Газ {CO}, при атмосферном давлении (P = 1,0 ат.)	Газ {CO}, при давлении (P = 0,01 ат.)
Граница образования газов, см	4,8	3·10 ⁶	59,6	200,2

Проведенные вычисления показывают, что удаление газов по второму механизму наиболее затруднено у водорода. По представленному механизму H₂ удаляется до 3,4 ppm, однако для получения качественной стали, необходимо удалять водород до более низких значений, поэтому нужно применять другие механизмы удаления водорода показанные на рисунке 3.1 (см. с. 98).

3.1.3. Удаление газов из расплава по механизму образования пузырей газа на футеровке металлургического агрегата

Образование пузырьков газа возможно, если газ может выделяться без затрат энергии в поры огнеупорных изделий агрегата.

Водород, азот или {CO} может начать выделяться в расплав, если угол раскрытия трещины β меньше краевого угла смачивания футеровки Fe φ_{Fe} (рис. 3.4) [281, 357].

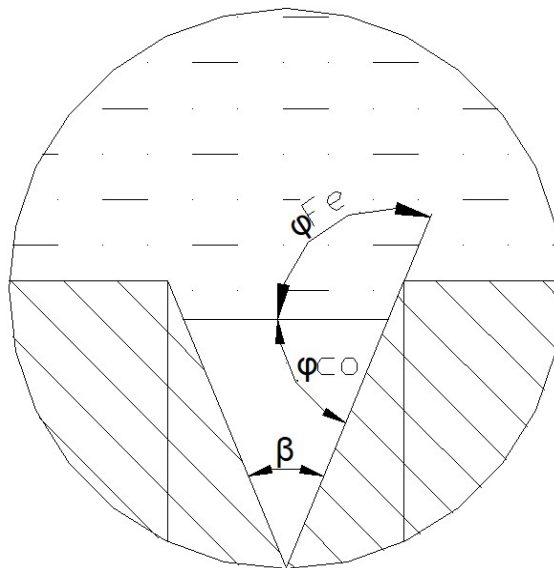


Рисунок 3.4 – Условие зарождения пузырька CO в поре огнеупорного изделия металлургического агрегата

$$\beta \leq 180 - 2(180 - \varphi_{\text{Fe}}). \quad (3.38)$$

Если параметр β равен $\{\text{CO}\} \varphi_{\text{CO}} = 180 - \varphi_{\text{Fe}}$, тогда формула (3.38) будет описываться уравнением (3.39):

$$\beta \leq 180 - 2 \cdot \varphi_{\text{CO}}. \quad (3.39)$$

На поверхности огнеупоров и стали достигается баланс между $[\text{C}]$, $[\text{O}]$ и $\{\text{CO}\}$. Угарный газ (CO) или какой-либо другой газ проникает в пору футеровки до достижения равновесного давления насыщения:

$$P_{\text{CO}} = 400 \cdot [\text{C}] \cdot [\text{O}]. \quad (3.40)$$

При условии, что давление, которое действует на поверхности раздела между порой и металлом, меньше или равно нулю, чем давление газа в выемке футеровки, то увеличение пузырька не происходит:

$$P_{\text{CO}} = 400 \cdot [\text{C}] \cdot [\text{O}] \leq P + \frac{h}{142}, \quad (3.41)$$

где, P – давление в металлургическом агрегате, ат;

$\frac{h}{142}$ – давление столба расплава, ат.

При увеличении давления в поре футеровки поверхность пузырька выпячивается вверх и создает капиллярное давление (уравнение (3.42), рис. 3.5):

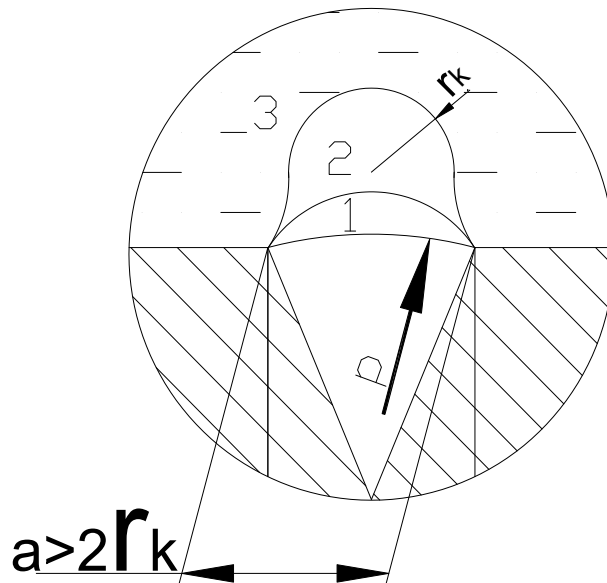


Рисунок 3.5 – Условие роста пузырька газа в трещине футеровки металлургического агрегата

$$\rho_{\sigma} = \frac{2\sigma}{r}. \quad (3.42)$$

В случае, превышения верхней части трещины в теле огнеупорного изделия диаметра зародыша пузыря газа, т.е. $a > 2 \cdot r_k$, соответственно радиус кривизны ρ всегда больше, чем критический радиус (r_k) зародыша пузыря газа ($\rho > r_k$).

В этом случае, капиллярное давление в поре меньше, чем в пузыре критического размера:

$$\rho_{\sigma} = \frac{2\sigma}{\rho} < \frac{2\sigma}{r_k}. \quad (3.43)$$

Пузырек газа, находящийся в поре огнеупора, воспринимает в себя газ из расплава и может расти, преодолевая капиллярное давление (рис. 3.5), до тех пор, пока под действием подъемной силы не оторвется от футеровки. В поре огнеупорного изделия агрегата ковшевой обработки стали будет зарождаться новый пузырек, поэтому, при сохранении пресыщения металла, в данной поре будет постоянно образовываться пузырек газа.

Однако, если размер верхней части поры меньше, чем размер критического зародыша, то поверхность раздела будет выгибаться вверх до тех пор, пока не достигнет кривизны, соответствующей критическому радиусу r_k (рис. 3.6).

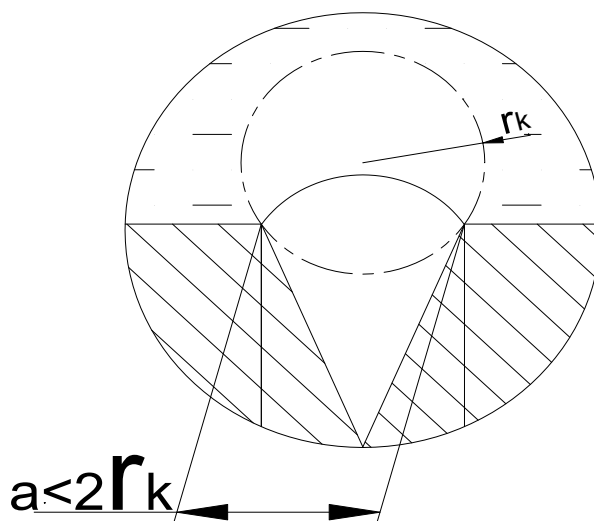


Рисунок 3.6 – Критический зародыш пузыря CO в поре футеровки агрегата ВОС

По данному механизму газ удаляется не только с поверхности футеровки, но и при наличии различных микронеоднородностей в жидкой стали, способствующих образованию пузырьков газа.

3.2. Определение основных механизмов удаления газов в циркуляционном вакууматоре

Для получения качественной стали расплавленный металл подвергают вакуумированию. Самой распространенной технологией для обработки расплава вакуумом является циркуляционное и ковшевое вакуумирование [337].

Преимуществом ковшевого вакуумирования является простота конструкции металлургического агрегата. Однако более функциональным является циркуляционный вакууматор. В нем осуществляются технологические функции по удалению газов водорода, азота и дополнительно удаление углерода по реакции взаимодействия с кислородом и образованием газа {CO}.

В вакууматоре циркуляционного типа реализуются несколько механизмов дегазации. Например, вакуумные насосы обеспечивают давление в вакуум-камере менее 100 Па, что способствует образованию пузырьков газа и интенсивному удалению примесей из глубины расплава. Дополнительно низкое остаточное давление в вакуум-камере способствует непосредственному переходу газов с поверхности расплава в рабочее пространство металлургического агрегата. Для создания движения стали во впускной патрубке агрегата RH поступает нейтральный, транспортирующий газ Ar, он тоже участвует в удалении растворенных газов через четвертый механизм. Также необходимо учитывать, что удаление примесей возможно за счет образования пузырьков газа на поверхности футеровки.

Механизмы удаления водорода в вакууматоре циркуляционного типа показаны на рисунке 3.7.

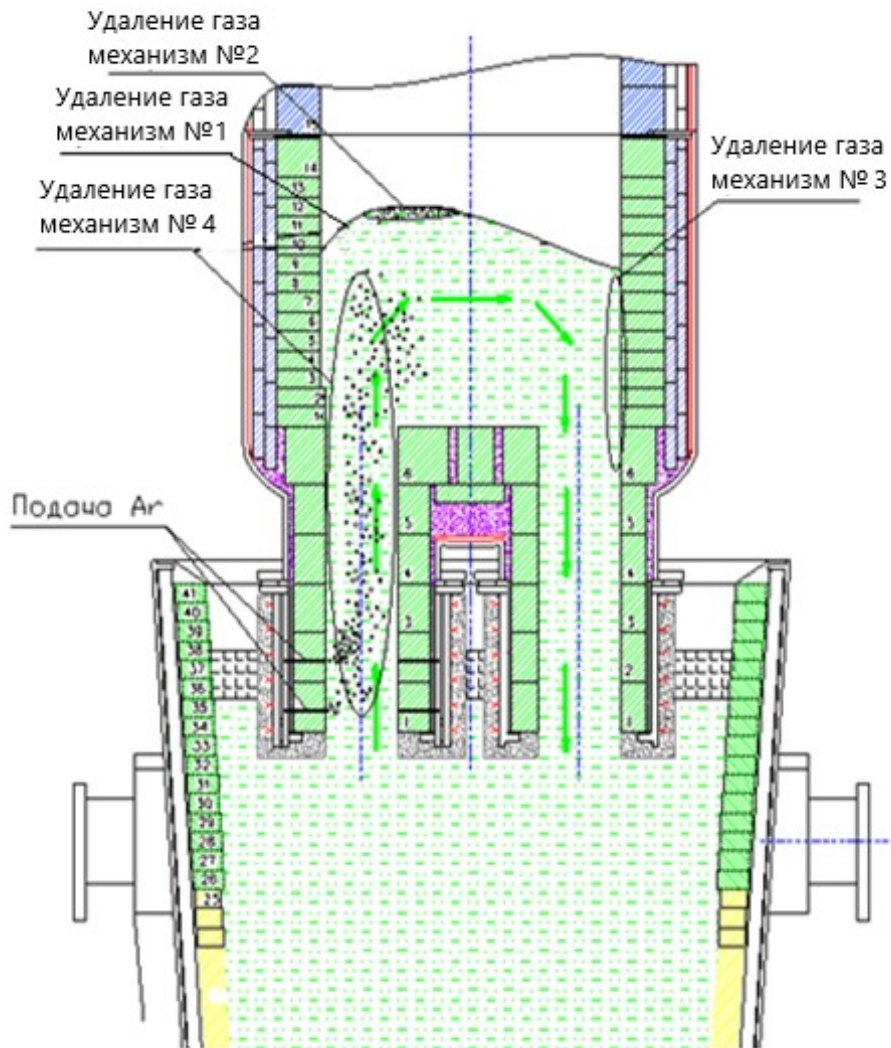


Рисунок 3.7 – Механизмы удаления водорода из стали в установке RH

Известно, что процесс циркуляционного вакуумирования был разработан в 1959 году. Также известны пределы удаления примесей, однако до конца не выявлено, какой из механизмов дегазации является основным. Поэтому для дальнейшего изучения процессов удаления примесей необходимо изучить основной путь их удаления в циркуляционном вакууматоре.

3.2.1. Удаление водорода в циркуляционном вакууматоре за счет образования пузырьков газа на поверхности металла

Для решения данной задачи необходимо знать скорость всплывания образовавшихся пузырьков газа.

Диаметр пузырьков газа влияет на условия их всплывания. Для расчета скорости всплывания, при диаметре пузырей газа от 0,75 до 20 мм, можно использовать следующую формулу [365]:

$$W_n = \left(g \cdot r_k + \frac{\delta}{\rho_{\text{ж}} \cdot r_k} \right)^{\frac{1}{2}}, \text{ м/с.} \quad (3.44)$$

где, r_k – радиус всплывающего пузыря, м;

δ – величина межфазного натяжения по данным [30] для жидкого металла принимаем 1,85 Дж/м².

Скорость всплывания пузырей газа в зависимости от глубины их зарождения находится в диапазоне от 0,318 до 0,5 м/с. Графически расчетные данные представлены на рисунке 3.8.

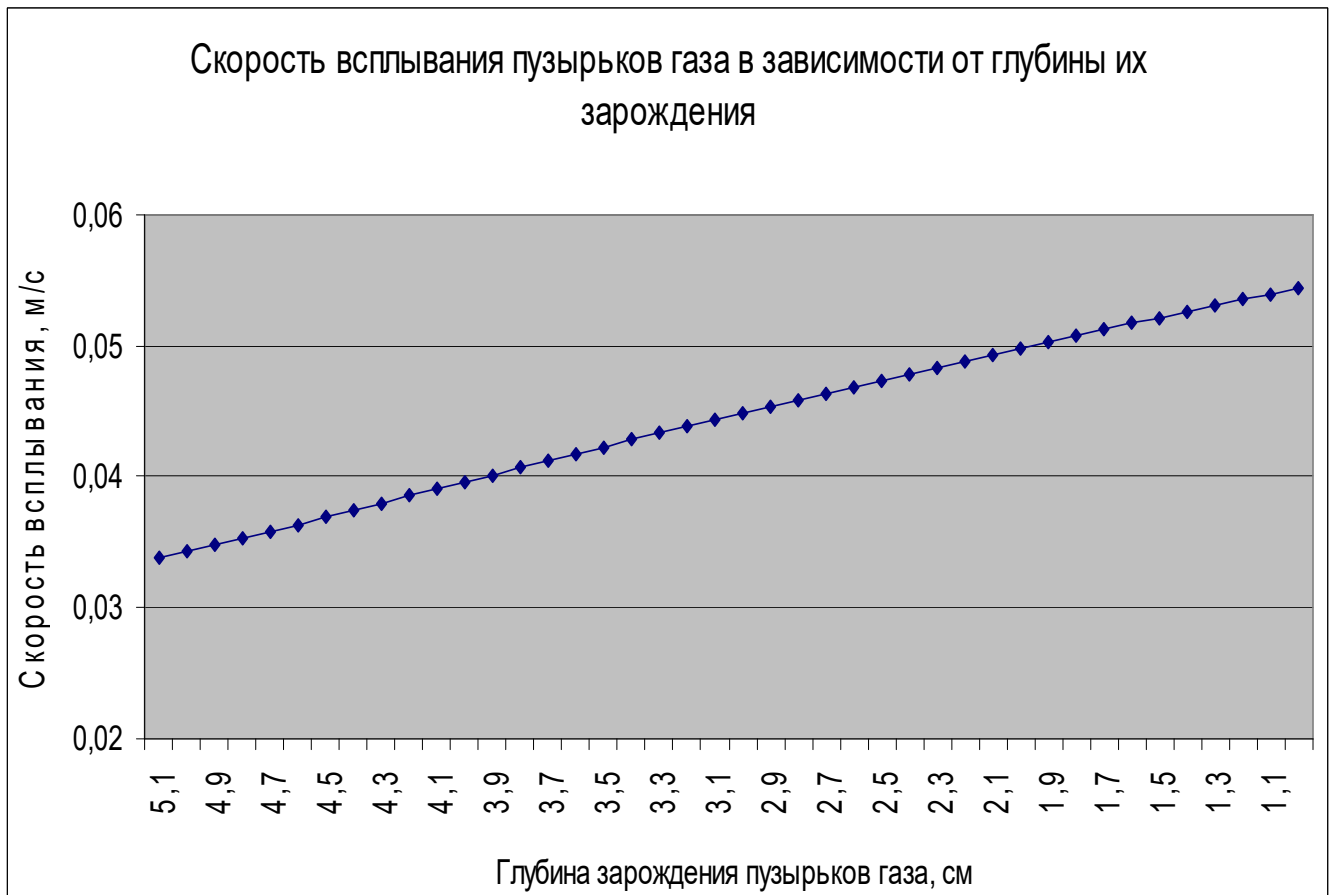


Рисунок 3.8 – Скорость всплывания пузырьков газа в зависимости от глубины их зарождения

Как видно из данных, представленных на рисунке 3.8, скорость всплывания пузырька газа незначительна по сравнению со скоростью движения расплава во впускном патрубке вакуум-камеры.

Определив условия всплытия газовых пузырьков, необходимо рассчитать условия удаления H_2 с поверхности расплава агрегата РН.

Удаление водорода в циркуляционном вакууматоре описывается уравнением (3.45) [281]:

$$\frac{\left(c_E^{(t)} - c_p\right)}{\left(c_E^{(0)} - c_p\right)} = e^{-\beta \cdot t} \quad (3.45)$$

тогда, конечное содержание водорода $c_E^{(t)}$ будет равно

$$c_E^{(t)} = c_p + \left(c_E^0 - c_p\right) e^{-\beta \cdot t}, \quad (3.46)$$

где, $c_E^{(t)}$ – концентрация газа в металле, втекающем в вакуумную камеру в момент времени $t = t$, ppm;

$c_E^{(0)}$ – концентрация газа в металле, втекающем в вакуумную камеру в момент времени $t = 0$, ppm;

c_p – равновесная концентрация газа в металле в вакуум-камере, ppm;

t – время обработки металла, с.

$$\beta = \left[\left(\frac{V}{V^*} - 1 \right) \cdot \left(\frac{V^*}{\dot{V}} + \frac{V^*}{\kappa^* \cdot F^*} \right) \right]^{-1}, \quad (3.47)$$

где, V – объем металла в сталеразливочном ковше;

V^* – объем металла, находящегося в вакуумной камере, доли ед.;

\dot{V} – объем металла, протекающего в единицу времени, доли ед.;

κ^* – коэффициент массопереноса, см/с.;

F^* – поверхность дегазации порций металла, см².

Необходимо принять во внимание, что показатель \dot{V} во многом зависит от концентрации водорода $[H_2]$, т.е. при уменьшении концентрации $[H_2]$ объем по-

верхностной дегазации стали будет снижаться. Этот факт нужно принять во внимание в дальнейших вычислениях.

Уравнение (3.47) можно применить для расчета дегазации с поверхности расплава в вакуум-камере. Для преобразования данной формулы необходимо учесть, что объем металла, протекающего в единицу времени, будет соответствовать объему стали, с поверхности которой происходит удаление водорода в вакуум-камере.

Рассчитаем параметры дегазации с учетом конструкции вакуум-камеры при следующих параметрах:

V – объем металла в сталеразливочном ковше равен 320 т;

V^* – объем металла, находящегося в вакуумной камере, 32 т;

$\frac{V^*}{\kappa^* \cdot F^*}$ – примем равным 10 ед.

Определим объем стали, с поверхности которой происходит удаление водорода в вакуум-камере. Данный показатель будет зависеть от глубины зарождения пузырьков газа (рис. 3.8) и площади поверхности расплава в вакуум-камере.

Если внутренний диаметр рабочей футеровки равен 2,55 м, тогда площадь поверхности равна 5,112 м².

Дополнительно при расчетах необходимо учитывать соотношение скоростей движения металла и скорости всплывания пузырьков газа. Скорость движения расплава на порядок выше скорости всплывания пузырьков газа, соответственно глубина всплытия пузырьков газа будет меньше, чем в спокойном состоянии металла.

Начальная концентрация водорода в металле составляет 6 ppm. Период расчетного времени вакуумирования примем равным 2 мин или 120 с. Полученные значения подставляем в уравнения (3.46) и (3.47):

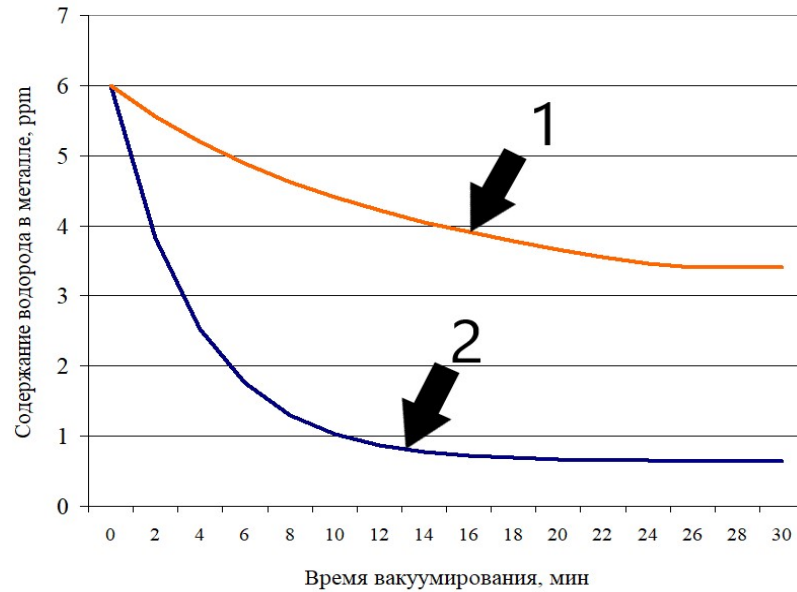
$$\beta = \left[\left(\frac{V}{V^*} - 1 \right) \cdot \left(\frac{V^*}{\dot{V}} + \frac{V^*}{\kappa^* \cdot F^*} \right) \right]^{-1} = \left[\left(\frac{320}{32} - 1 \right) \cdot \left(\frac{32}{0,24} - 1 \right) \right]^{-1} = 0,72 \cdot 10^{-3},$$

$$c_E^{(t)} = c_p + (c_E^0 - c_p) \cdot e^{-\beta \cdot t} = 0,64 + (6 - 0,64) \cdot 2,72^{-0,72 \cdot 10^{-3} \cdot 120} = 5,56 \text{ ppm}.$$

Расчетные показатели удаления водорода за счет образования и всплытия пузырьков в металлургическом агрегате представлены в таблице 3.3 и на рисунке 3.9.

Таблица 3.3 - Расчетные показатели удаления водорода с поверхности расплава в вакуум-камере за счет образования пузырьков газа

Содержание водорода в металле, ppm	Время обработки, с	$c_E^{(t)}$	Коэффициент β	Поверхностный объем металла, из которого удаляется водород, т
6	120	5,56	0,00072	0,24252
5,6	120	5,2	0,00063	0,21061
5,2	120	4,91	0,00055	0,1809
4,9	120	4,66	0,00049	0,16006
4,7	120	4,45	0,00045	0,14685
4,4	120	4,23	0,00039	0,12807
4,2	120	4,05	0,00036	0,11624
4	120	3,92	0,00032	0,10496
3,9	120	3,8	0,00031	0,09953
3,8	120	3,7	0,00029	0,09423
3,7	120	3,6	0,00028	0,08908
3,6	120	3,5	0,00026	0,08406
3,5	120	3,41	0,00025	0,07917
3,4	120	3,4	0	0
3,4	120	3,4	0	0
3,4	120	3,4	0	0



1 – удаление газа с поверхности металла в вакуум-камере, за счет образования пузырьков газа; 2 – общее удаление водорода
 Рисунок 3.9 – Общее удаление водорода и удаление водорода с поверхности расплава в зависимости от кратности циркуляции металла в циркуляционном вакууматоре

Скорость удаления водорода в циркуляционном вакууматоре возможно определить по следующему уравнению (3.48) [365].

$$[H]_t = ([H]_0 - [H]_p) \cdot 10^{-0,227 \cdot n} + [H]_p, \quad (3.48)$$

где, $[H]_t$ – конечное содержание водорода через время t ;

$[H]_p$ – равновесное содержание водорода, при $P = 0,07$ кПа (остаточное давление в вакуум-камере) $[H]_p = 0,64 \text{ ppm}$;

$[H]_0$ – начальное содержание водорода, до обработки;

η – кратность циркуляции. Представленный параметр вычислим по формуле (3.49):

$$\eta = \frac{Q \cdot t}{M}, \quad (3.49)$$

где, Q – объем стали, поступающей в агрегат РН, т/мин;

t – время циркуляции, мин;

M – масса стали в сталеразливочном ковше, т.

В литературных источниках [366, 367] показано, что интенсивность удаления H_2 определяется параметром массопереноса стали во впускном патрубке агрегата РН. Наиболее удовлетворительно скорость металла во впускном патрубке циркуляционного вакууматора описывается уравнением, выведенным японскими учеными *Kiyoo Ono, Minoru Yanagida* и др. [368].

Формула (3.49) с помощью параметра η (кратность циркуляции) рассматривает взаимосвязи конструкционных и технологических параметров агрегата РН.

Сравнив удаление H_2 из стали с удалением H_2 по второму механизму, видно, что второй механизм не является основным. Данные представлены на рисунке 3.9 [369, 370].

Таким образом, исходя из представленных расчетов, можно сделать следующие выводы:

1. Механизм удаления H_2 № 2 не значимый.
2. При содержании H_2 в металле менее 3,4 ppm, зарождение пузырьков H_2 с поверхности стали прекращается.
3. Основными механизмами удаления H_2 являются первый и четвертый, т.е. с поверхности расплава и за счет взаимодействия с пузырьками вдуваемого газа аргона.
4. Для определения основного пути удаления примесей из металла требуются дополнительные исследования.

3.2.2. Удаление углерода в циркуляционном вакууматоре за счет образования пузырьков газа на поверхности металла

Процесс окисления углерода исследован больше, чем любая другая химическая реакция. В сталеплавильной ванне окисление углерода в основном идет по реакции (3.50):



Константа равновесия реакции (3.50) в общем случае определяется функцией (3.51).

$$K_C = \frac{P_{CO}}{[C] \cdot [O]} \quad (3.51)$$

Константа равновесия реакции (3.50) по данным В.И. Явойского определяется по уравнению (3.52):

$$\text{Lg}K_C = (1860 / T) + 1,61. \quad (3.52)$$

тогда уравнение (3.51) с учетом (3.52) при температуре 1600 °С примет вид

$$[C] \cdot [O] = P_{CO} / K_C = P_{CO} / 402 = 0,0025 \cdot P_{CO}. \quad (3.53)$$

Если в формуле (3.53) принять, что парциальное давление {CO} соответствует остаточному давлению над металлом ($P_{CO} \approx P_{ост}$) и дополнительно учесть, что в производственных условиях в вакуум-камере достигается давление 1–2 мбар, содержание кислорода $[O] = 0,04–0,08 \%$, то минимальное содержание углерода будет соответствовать следующему значению:

$$[C]_{\min} = \frac{0,0025 \cdot 2 \cdot 10^{-3}}{0,05} = 0,0001\%.$$

Однако на практике содержание углерода выше в 100–200 раз. По данным Бигеева В. А. [1], такое большое различие, прежде всего, объясняется тем, что при вакуумировании даже в производственных условиях остаточное давление приближается к упругости пара и происходит интенсивное испарение железа, т.е. из металлической фазы удаляются не только углерод и кислород, но и железо.

Получение очень низкого остаточного содержания углерода (менее 0,001 %) в жидком металле даже при струйном вакуумировании практически невозможно.

3.2.3. Условия зарождения пузырьков газа с поверхности расплава

Для зарождения на поверхности расплава пузырьков газа {CO} необходимо соблюдения условия, представленные в уравнении (3.54):

$$400 \cdot [C] \cdot [O] = 1,3 \cdot 10^{-2}. \quad (3.54)$$

Рассчитаем минимальное содержание углерода в металле, при котором возможно кипение расплава:

$$[C] = \frac{1,3 \cdot 10^{-2}}{400 \cdot [O]} = \frac{1,3 \cdot 10^{-2}}{400 \cdot 0,06} = 0,00054 \%$$

Таким образом, образование пузырьков газа {CO} с поверхности расплава в вакуум-камере происходит постоянно и не ограничивается содержанием углерода в металле.

3.2.4. Расчет глубины зарождения пузырьков газа {CO}

В случае образования пузырьков окиси углерода максимальную глубину зарождения возможно определить по формуле (3.55):

$$P + \frac{h}{142} < 400 \cdot [C] \cdot [O], \quad (3.55)$$

где, P – давление в вакуум-камере;

h – глубина зарождения пузырьков газа {CO}.

Тогда при минимальном содержании углерода (0,001 %) и содержании кислорода в металле $[O] = 0,06 \%$ глубина зарождения пузырьков газа составит:

$$h = (400 \cdot [C] \cdot [O] - P) \cdot 142 = (400 \cdot 0,001 \cdot 0,06 - 0,001) \cdot 142 = 3,3 \text{ см.}$$

Таким образом, для достижения минимальных значений содержания углерода в металле, в отличие от удаления водорода, достаточно механизма образования пузырьков газа {CO} и удаления их с поверхности расплава в вакуум-камере.

3.2.5. Определение основных механизмов удаления углерода в циркуляционном вакууматоре

По методике, представленной в разделе 3.2.1, определим способы удаления углерода путем его взаимодействия с растворенным кислородом и образованием газа {CO}.

Расчетные показатели представлены в таблице 3.4 и на рисунке 3.10. При расчетах учтено, что глубина зарождения пузырьков газа {CO} отличается от зарождения пузырьков водорода. Пузырьки газа {CO} в начале обработки металла могут зарождаться на глубине значительно превышающей высоту металла в вакуум-камере.

Из данных, представленных на рисунке 3.10, видно, что при значениях углерода менее 0,003-0,006 % его удаление за счет взаимодействия с растворенным кислородом и путем всплытия на поверхность расплава затруднено. Поэтому, несмотря на значительную глубину зарождения пузырьков газа и значительную величину удаления углерода в начале обработки вакуумом, в циркуляционном вакууматоре получение ультранизкого содержания углерода (менее 0,002 %) достигается другим путем, а именно по первому и четвертому механизму, т.е. с поверхности расплава и за счет взаимодействия с пузырьками вдуваемого газа аргона.

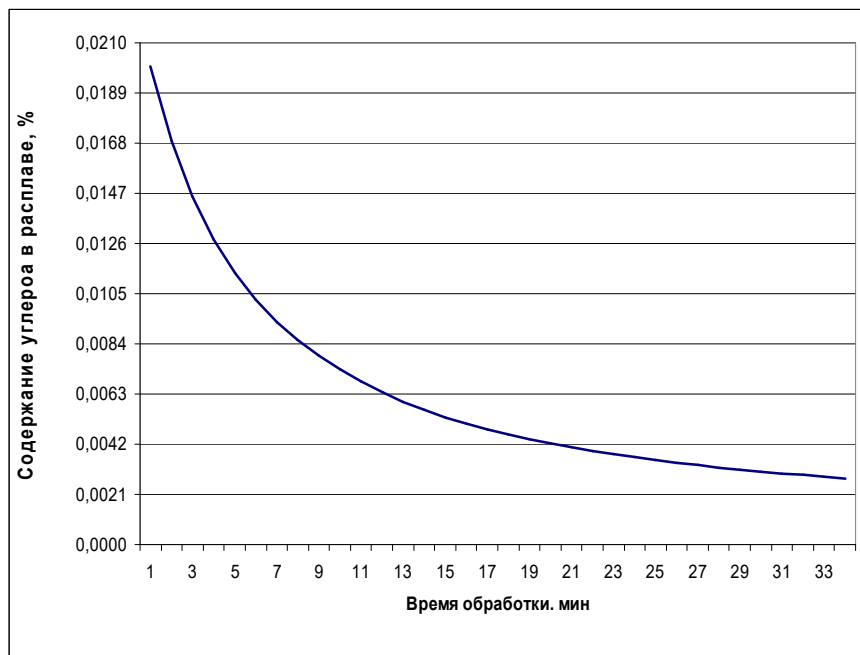


Рисунок 3.10 – Удаление углерода из расплава путем образования газа {CO} с последующим его всплытием и удалением газа с поверхности металла

Таблица 3.4 – Расчетные показатели удаления углерода из стали

Содержание углерода в металле, ppm	Время обработки, мин	$C_E^{(t)}$	Коэффициент β	Поверхностный объем металла, из которого удаляется углерод, т
1	2	3	4	5
0,0200	1	0,017	0,0030	1,288
0,0169	2	0,015	0,0026	1,087
0,0146	3	0,013	0,0023	0,937
0,0128	4	0,011	0,0021	0,822
0,0114	5	0,010	0,0019	0,732

Продолжение таблицы 3.4

1	2	3	4	5
0,0102	6	0,009	0,0018	0,659
0,0093	7	0,009	0,0016	0,599
0,0085	8	0,008	0,0015	0,549
0,0079	9	0,007	0,0014	0,507
0,0073	10	0,007	0,0014	0,471
0,0068	11	0,006	0,0013	0,437
0,0064	12	0,006	0,0013	0,408
0,0060	13	0,006	0,0012	0,383
0,0056	14	0,005	0,0011	0,361
0,0053	15	0,005	0,0011	0,342
0,0051	16	0,005	0,0010	0,324
0,0048	17	0,005	0,0010	0,309
0,0046	18	0,004	0,0009	0,294
0,0044	19	0,004	0,0009	0,282
0,0042	20	0,004	0,0009	0,270
0,0041	21	0,004	0,0008	0,260
0,0039	22	0,004	0,0008	0,250
0,0038	23	0,004	0,0008	0,241
0,0036	24	0,004	0,0008	0,233
0,0035	25	0,003	0,0007	0,225
0,0034	26	0,003	0,0007	0,218
0,0033	27	0,003	0,0007	0,212
0,0032	28	0,003	0,0007	0,206
0,0031	29	0,003	0,0007	0,200
0,0031	30	0,003	0,0006	0,195
0,0030	31	0,003	0,0006	0,190
0,0029	32	0,003	0,0006	0,185

Продолжение таблицы 3.4

1	2	3	4	5
0,0028	33	0,003	0,0006	0,181
0,0028	34	0,003	0,0006	0,177

Основные показатели, которые будут влиять на удаление водорода и {CO} из стали – это площади взаимодействия металла и газовой среды в вакуум-камере.

Удаление газов по первому механизму зависит от площади взаимодействия металла с вакуумом в вакуум-камере (S_{mc}), т.е. от внутреннего диаметра футеровки металлургического агрегата.

Удаление газов по четвертому механизму зависит от площади соприкосновения пузырьков газа, подаваемого во впускной патрубок, с металлом ($S_{пуз}$), которая определяется количеством подаваемого газа, временем нахождения пузырьков в металле и внутренним объемом впускного патрубка, ограниченного размерами футеровки.

Дополнительно необходимо отметить, что при интенсивном перемешивании металла в вакуум-камере возможны выбросы металла в её внутреннее пространство, которые также будут принимать участие в процессе дегазации. Из литературного источника [280] известно, что диаметр данных частиц, в начальный период обработки, может находиться в диапазоне $25-110 \cdot 10^{-6}$ м, тогда площадь одной частицы составляет $2,0-38,0 \cdot 10^{-9}$ м². Для образования площади дегазации в 1,0 м² необходимо $2,6-50,0 \cdot 10^7$ частиц (в главе 4 будет показано, что данный показатель в 50 раз меньше, чем площадь взаимодействия с пузырьками вдуваемого газа). Такое количество и размер частиц соответствуют содержанию сажи в дыме. Однако, при визуальном наблюдении за процессом вакуумирования, с помощью видео камеры, установленной в вакуум-камере, эффекта дымообразования не наблюдалось. Таким образом, даже при благоприятных условиях, удаление газов через выбросы металла во внутренний объем вакуум-камеры, не является основным механизмом удаления газов.

Сравним площади взаимодействия расплава по различным механизмам удаления газов.

Площадь взаимодействия по механизму № 1 при внутреннем диаметре 2,554 м составляет 5,112 м², что на порядок меньше, чем по механизму № 4.

Площадь взаимодействия по механизму № 3 зависит от площади футеровки зарождения пузырьков газа, которая составляет, по расчетным данным 6,4 м, т.е. на порядок меньше, чем по механизму № 4.

По расчетным и практическим данным показано, что основным механизмом удаления газов является механизм № 4.

Таким образом, необходимо провести дополнительные исследования по определению основных технологических параметров циркуляционного вакууматора и конструкционных размеров вакуум-камеры, при которых достигается максимальная площадь взаимодействия пузырьков газа с металлом во время вакуумирования стали.

3.3. Выводы к главе 3

1. Показаны основные механизмы удаления газов и примесей, образующих газообразные продукты раскисления в циркуляционном вакууматоре, а именно с поверхности расплава в вакуум-камере и в пузырьки нейтрального газа, подаваемого во впускной патрубков.

2. Впервые определено, что в циркуляционном вакууматоре основным фактором, определяющим удаление водорода, является площадь контакта пузырьков нейтрального газа ($S_{\text{пуз}}$), подаваемого во впускной патрубков, с расплавом металла, которая, в свою очередь, зависит от скорости циркуляции расплава (G), от количества подаваемого газа (Q) и внутреннего диаметра впускного патрубка (D_U). Поэтому необходимо определить технологические и конструкционные параметры обработки стали в циркуляционном вакууматоре, при которых достигается максимальная площадь контакта $S_{\text{пуз}}$ и, соответственно, максимальная скорость удаления примесей.

4 ОПРЕДЕЛЕНИЕ РАЦИОНАЛЬНЫХ КОНСТРУКЦИОННЫХ И ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ЦИРКУЛЯЦИОННОГО ВАКУУМАТОРА

4.1. Создание физической модели и определение взаимосвязи между технологическими параметрами подачи нейтрального газа, массопереносом металла и диаметром впускного патрубка вакуум-камеры

С целью изучения рациональных и технологических параметров металлургического агрегата была создана физическая модель установки циркуляционного вакуумирования стали (рис. 4.1). Для наглядности изучения движения расплава стенки устройств, имитирующих металлургические агрегаты, были выполнены из прозрачного материала.

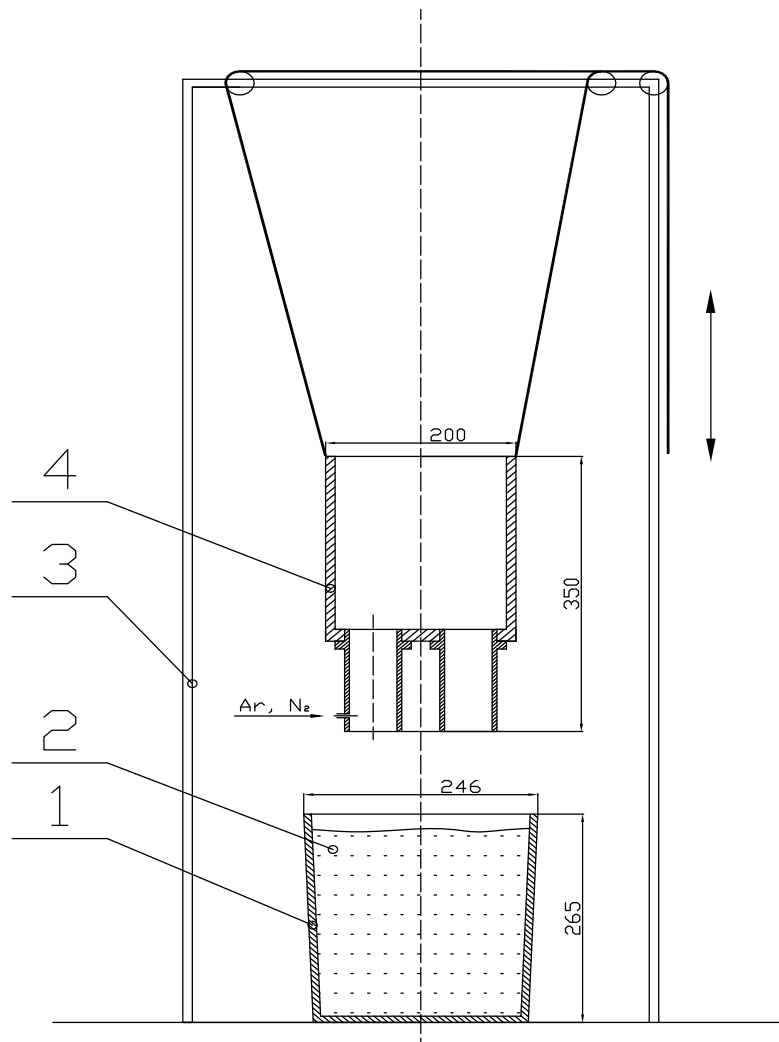


Рисунок 4.1 – Модель установки циркуляционного вакуумирования

Модель установки циркуляционного вакуумирования состоит:

- модель циркуляционного вакууматора;
- модель сталеразливочного ковша;
- система откачки воздуха;
- поддерживающее устройство;
- система поднятия/опускания модели циркуляционного вакуумирования;
- баллон со сжиженным газом CO_2 ;
- система замера расхода газа (ротаметр).

Размеры установки представлены на рисунке 4.2.



1 – модель сталеразливочного ковша; 2 – жидкость, имитирующая расплавленный металл;

3 – система блочных элементов для подъема и опускания вакууматора;

4 – модель циркуляционного вакууматора

Рисунок 4.2 – Схема модели установки циркуляционного вакуумирования

Модель циркуляционного вакууматора выполнена из прозрачного материала высотой 350 мм и диаметром 200 мм. В вакуум-камере создается разрежение, глубина которого может регулироваться за счет клапанов. Степень разрежения регулируется таким образом, чтобы уровень жидкости, имитирующей расплав, в модели вакуум-камеры соответствовал уровню металла в реальном металлургическом агрегате. К нижней части модели циркуляционного вакууматора присоединено два патрубка: впускной и сливной. Во впускной патрубок через сопло подается транспортирующий газ, пузырьки которого, всплывая, увлекают за собой жидкость в вакуум-камеру. Через сливной патрубок происходит удаление жидкости из вакуум-камеры. Таким образом, происходит циркуляция жидкости, имитирующей расплав металла.

В качестве жидкости, моделирующей движение стали, применяли воду с содержанием частичек Al. Частицы Al находились во взвеси в воде, и по их блеску вычисляли скорость движения расплава. Замеры скорости движения расплава проводились в сливном патрубке. Доля частиц алюминия не превышала 0,1 %. Размер частиц составлял менее 80 мкм. По формуле (2.22) была проведена оценка изменения вязкости жидкости после введения Al. Теоретические расчеты показали, что повышение вязкости жидкости не превышает 0,01 % от первоначальной величины. Данное отклонение не повлияет на определение искомых параметров.

Было проведено три опыта, в каждом из которых, меняли диаметр впускного патрубка и расход газа, подаваемого во впускной патрубок. Диаметр впускного патрубка составлял 50, 40 и 30 мм, при этом объем подаваемого газа варьировался в диапазоне от 2,5 до 30 л/мин, шаг изменения составлял 2,5 л/мин. При каждом изменении проводили замеры скорости движения расплава в сливном патрубке. Данные представлены в таблице 4.1.

Определив зависимость скорости движения расплава, выберем коэффициенты соответствия модели циркуляционного вакууматора и реального металлурги-

ческого агрегата, предназначенного для обработки сталеразливочных ковшей емкостью более 320 т.

Таблица 4.1 - Результаты определения скоростей движения расплава в сливном патрубке

Расход газа л/мин	Скорость движения расплава в сливном патрубке, м/с		
	Диаметр впускного патрубка 50 мм	Диаметр впускного патрубка 40 мм	Диаметр впускного патрубка 30 мм
2,5	0,0092	0,0091	0,0091
5,0	0,0098	0,0129	0,0101
7,5	0,0172	0,0182	0,0131
10,0	0,0159	0,0205	0,0152
12,5	0,0242	0,0235	0,0152
15,0	0,0273	0,0220	0,0152
17,5	0,0283	0,0242	0,0172
20,0	0,0343	0,0273	0,0192
22,5	0,0341	0,0265	0,0172
25,0	0,0326	0,0295	0,0182
30,0	0,0354	0,0313	0,0232

В качестве критериев подобия были выбраны следующие параметры:

1. Геометрические размеры, масштаб модели циркуляционного вакууматора и металлургического агрегата составлял 1:15.

2. Соответствие плотностей расплавов, жидкости, применяемой при проведении эксперимента и расплавленного металла. Коэффициент составляет 7 ед.

В соответствии с принятыми рассуждениями, расход транспортирующего газа в реальном агрегате будет определяться по расходу газа, подаваемого во впускной патрубков в модели по следующей формуле (4.1):

$$Q_P = 7 \cdot K_{\Pi} \cdot Q_M, \quad (4.1)$$

где, Q_P – расход газа в реальном металлургическом агрегате;

Q_M – расход газа в модели циркуляционного вакууматора;

K_{Π} – коэффициент подобия геометрических размеров модели и реального агрегата.

По формуле (4.1) был определен расход газа, подаваемого во впускной патрубок вакуум-камеры реального металлургического агрегата. Данные представлены в таблице 4.2.

Таблица 4.2 - Соответствие расхода транспортирующего газа в модели и реальном агрегате

Модель циркуляционного вакууматора	Расход транспортирующего газа, л/мин						
	2,5	5,0	10,0	15,0	20,0	25,0	30,0
Циркуляционный вакууматор емкостью 320 т	262,5	525	1050	1575	2100	2625	3150

Для проверки адекватности выбранных параметров было проведено сравнение расхода газа во впускной патрубок вакуум-камеры и интенсивности перемешивания металла в сталеразливочном ковше в конвертерном цехе № 2 ПАО «НЛМК».

Эксперименты на модели агрегата RH выявили, что при незначительных расходах газа 10,0 -15,0 л/мин в модели сталеразливочного ковша (1050 - 1575 л/мин расход Ar на реальном металлургическом агрегате) могут появляться зоны со слабым или отсутствующим перемешиванием металла в верхней части сталеразливочного ковша (рис. 4.3). Область с незначительным перемещением стали располагается на глубину погружения впускного и сливного патрубков. При разливке сталеразливочного ковша с зоной недостаточного перемешивания металла в верхней части должно произойти резкое охлаждение стали в промежуточном ковше, и как следствие, замерзание погружных стаканов и аварийное завершение разливки металла на установке разливки стали [371].

Данный факт был подтвержден в период освоения циркуляционного вакууматора в конвертерном цехе ПАО «НЛМК». Было установлено, что на тех плавках, когда происходило резкое снижение температуры на 40 град. в конце разлив-

ки сталеразливочного ковша, был пониженный расход аргона – менее 1600 л/мин [371].

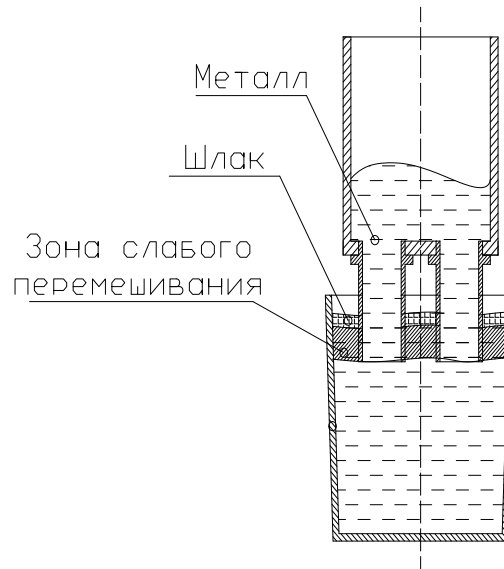


Рисунок 4.3 – Зона с недостаточным перемешиванием верхних слоев металла в сталеразливочном ковше

Необходимый однородный состав металла по всему ковшу с требуемыми значениями водорода и температуры получили, выполнив следующие условия [371]:

- расход Ar во впускной патрубке не менее 2000 л/минуту;
- дополнительная продувка Ar расплава после вакуумирования в агрегате РН.

Таким образом, выбранные коэффициенты по расходу газа в модели циркуляционного вакууматора и фактическому расходу газа во впускной патрубке вакуум-камеры, показали хорошую практическую сходимость.

Следующим этапом исследований необходимо было подобрать параметры соответствия движения расплава в модели циркуляционного вакууматора и реального металлургического агрегата.

Для расчетов параметров соответствия движения жидкости в модели циркуляционного вакууматора и металла в вакуум-камере соотнесем геометрические размеры агрегатов. Тогда формула подобия скорости расплава в модели и реальном агрегате будет определяться уравнением (4.2)

$$V_{RH} = V_M \cdot K_{II}, \quad (4.2)$$

где, V_{RH} – скорость движения металла в сливном патрубке вакуум-камере металлургического агрегата;

V_M – скорость движения расплава в модели циркуляционного вакууматора;

K_{II} – коэффициент подобия геометрических размеров модели и реального агрегата.

Скорость металла в сливном патрубке вакуум-камеры при скорости расплава в модели 0,0092 м/с, будет соответствовать

$$V_{RH} = 0,0092 \cdot 15,0 = 0,14 \text{ м/с}.$$

Дополнительно рассчитаем скорости движения металла при различном расходе газа и различных диаметрах впускного патрубка. Данные представлены в таблице 4.3.

Таблица 4.3 – Скорость движения металла в сливном патрубке вакуум-камеры

Расход газа, л/мин	Скорость движения расплава в сливном патрубке вакуум-камеры, м/с		
	Диаметр впускного патрубка 750 мм	Диаметр впускного патрубка 576 мм	Диаметр впускного патрубка 432 мм
262,5	0,14	0,14	0,14
525	0,15	0,19	0,15
787,5	0,26	0,27	0,20
1050	0,24	0,31	0,23
1312,5	0,36	0,35	0,23
1575	0,41	0,33	0,23
1837,5	0,42	0,36	0,26
2100	0,52	0,41	0,29
2362,5	0,51	0,40	0,26
2625	0,49	0,44	0,27
3150	0,53	0,47	0,35

Определив скорость движения расплава в сливном патрубке, рассчитаем скорость движения во впускном патрубке, применив уравнение неразрывности струи Бернулли [372].

$$S_1 \cdot V_1 = S_2 \cdot V_2, \quad (4.3)$$

где, S_1 – площадь сечения сливного патрубка, м;

S_2 – площадь сечения впускного патрубка, м;

V_1 – скорость движения металла в сливном патрубке м/с;

V_2 – скорость движения металла во впускном патрубке м/с.

Соответственно скорость движения металла во впускном патрубке будет определяться по формуле (4.4)

$$V_2 = \frac{S_1 \cdot V_1}{S_2}. \quad (4.4)$$

Скорость движения металла во впускном патрубке при скорости движения металла в сливном патрубке 0,14 м/с и диаметре впускного патрубка 432 мм, составит

$$V_2 = \frac{S_1 \cdot V_1}{S_2} = \frac{\pi \cdot \frac{0,75^2}{4} \cdot 0,14}{\pi \cdot \frac{0,432^2}{4}} = 0,41 \text{ м/с}.$$

Данные по расчетам скорости движения расплава во впускном патрубке реального агрегата представлены в таблице 4.4.

Таблица 4.4 – Скорость движения металла во впускном патрубке вакуум-камеры

Расход газа, л/мин	Скорость движения расплава во впускном патрубке вакуум-камеры, м/с		
	Диаметр впускного патрубка 750 мм	Диаметр впускного патрубка 576 мм	Диаметр впускного патрубка 432 мм
1	2	3	4
262,5	0,14	0,23	0,41
525	0,15	0,33	0,46
787,5	0,26	0,46	0,59
1050	0,24	0,52	0,69
1312,5	0,36	0,60	0,69
1575	0,41	0,56	0,69
1837,5	0,42	0,62	0,78
2100	0,52	0,69	0,87

Продолжение таблицы 4.4

1	2	3	4
2362,5	0,51	0,67	0,78
2625	0,49	0,75	0,82
3150	0,53	0,80	1,05

Одной из важных характеристик, которая определяет основные показатели удаления вредных примесей из металла, является скорость массопереноса расплава в вакуум-камере циркуляционного вакууматора. Данная характеристика имеет размерность т/мин и определяется по следующей формуле (4.5):

$$G = 60 \cdot S_1 \cdot V_1 \cdot \rho_{\text{ж}}, \quad (4.5)$$

где, V_1 – скорость движения металла в сливном патрубке м/с;

S_1 – площадь сечения сливного патрубка, м;

$\rho_{\text{ж}}$ – плотность металла, кг/м³.

По формуле (4.5) определили скорость массопереноса металла в вакуум-камере циркуляционного вакууматора. Данные представлены в таблице 4.5.

Таблица 4.5 - Скорость массопереноса расплава в вакуум-камере циркуляционного вакууматора

Расход газа, л/мин	Скорость массопереноса расплава, тонн/мин		
	Диаметр впускного патрубка 750 мм	Диаметр впускного патрубка 576 мм	Диаметр впускного патрубка 432 мм
1	2	3	4
262,5	25,56	25,29	25,29
525	27,40	35,83	28,10
787,5	47,77	50,58	36,53
1050	44,26	56,90	42,15
1312,5	67,44	65,33	42,15
1575	75,87	61,12	42,15
1837,5	78,68	67,44	47,77
2100	95,54	75,87	53,39
2362,5	94,84	73,76	47,77

Продолжение таблицы 4.5

1	2	3	4
2625	90,62	82,19	50,58
3150	98,35	87,11	64,63

Используя данные, представленные в таблице 4.5, выведем формулу, описывающую взаимосвязь между расходом газа, подаваемого во впускной патрубок вакуум-камеры, внутренним диаметром патрубка и массопереносом металла. Учитывая сложность расчетов и для точности дальнейших вычислений необходимо выявить закономерности для различных по объему обрабатываемого металла вакуум-камер. Первые – это циркуляционные вакууматоры для обработки объемов стали в интервале 140–180 т (уравнение (4.6)) и вторые – это циркуляционные вакууматоры для обработки объемов стали в интервале 300–370 т (уравнение (4.7)):

$$G = \frac{0,0209 \cdot Q + 28,944}{0,6686 \cdot D_U^{-0,8678}} \text{ т/мин,} \quad (4.6)$$

$$G = \frac{0,04 \cdot Q + 12,7}{0,815 \cdot D_U^{-0,7764}} \text{ т/мин.} \quad (4.7)$$

Уравнение (4.6) позволяет определить массоперенос металла в вакуум-камере в зависимости от расхода газа, подаваемого во впускной патрубок, и диаметра впускного патрубка. Уравнение (4.6) в интервале параметров Q от 800,0 до 3000,0 л/мин и D_U от 0,40–0,75 м дает отклонение расчетных параметров менее 20 %.

Формула (4.7) вычисляет массоперенос стали в вакуум-камере от следующих параметров: расхода газа, поступающего во впускной патрубок; геометрических размеров впускного патрубка. Уравнение (4.7) в интервале параметров Q от 1500,0 до 3000,0 л/мин и D_U от 0,57 до 1,00 м дает отклонение расчетных параметров менее 16 %.

Таким образом, уравнения (4.6) и (4.7) позволяют определить рациональные размеры впускного патрубка вакуум-камеры, количество подаваемого нейтрального газа во впускной патрубок и скорость движения металла во впускном пат-

рубке, обеспечивающих максимальную площадь контакта пузырьков газа с расплавом и, соответственно, максимальную скорость удаления вредных примесей из металла для вакуум-камер, обрабатывающих различные по вместимости сталеразливочные ковши.

4.2. Определение технологических параметров установки циркуляционного вакуумирования стали для обработки металла в 160-тонных сталеразливочных ковшах

Удаление водорода и углерода (по реакции взаимодействия с кислородом $[C]+[O]=\{CO\}$) происходит, как было показано в п. 3.2, по пути непосредственного перехода в пузырек транспортирующего газа и с поверхности расплава. Скорость удаления будет зависеть от площади соприкосновения пузырька транспортирующего газа и расплава металла. Для дальнейшего изучения процесса удаления газа необходимо изучить количественные характеристики параметров вдувания газа.

4.2.1. Определение режима дутья

По литературным данным [38] возможно два режима истечения газового потока в жидкость – струйный и пузырьковый.

Первый режим характеризуется сохранением газового потока значительного объема. В данном потоке доля жидкой фазы равна нулю, или настолько мала, что не нарушает сплошность газовой среды [373].

Второй режим отличается от первого внедрением в жидкую фазу газового потока и последующим его распадом на дискретные газовые объемы, т.е. пузырьки, которые сохраняют общую направленность и другие характеристики движения, но разделенные друг от друга жидкой фазой [373].

Для дальнейших расчетов необходимо определить тип, по которому газовый поток внедряется в расплавленный металл. Для определения условий смены ре-

жимов при истечении газа в жидкость по литературным данным [373] возможно использовать уравнение (4.8):

$$\Phi = 1 + \left[1 + \left(\frac{u_0^2 \cdot \rho_{\text{ж}}^2 \cdot d_c \cdot g}{\sigma_{\text{ж}}^2} \right)^{\frac{1}{2}} \right], \quad (4.8)$$

где, Φ – критерий, определяющий смену пузырькового режима на струйный, по данным [374] смена режима происходит при величине данного критерия 30 ед.;

u_0 – скорость истечения газа в расплав, м/с;

$\rho_{\text{ж}}$ – плотность жидкости, кг/м³;

d_c – диаметр сопла, м;

g – ускорение свободного падения, 9,8 м/с²;

$\sigma_{\text{ж}}$ – поверхностное натяжение металлического расплава по данным [1] при температуре 1600 °С равно 1877 мДж/м².

Расчетные значения критерия Φ для различных параметров вдувания газа и диаметров сопел представлены на рисунке 4.4.

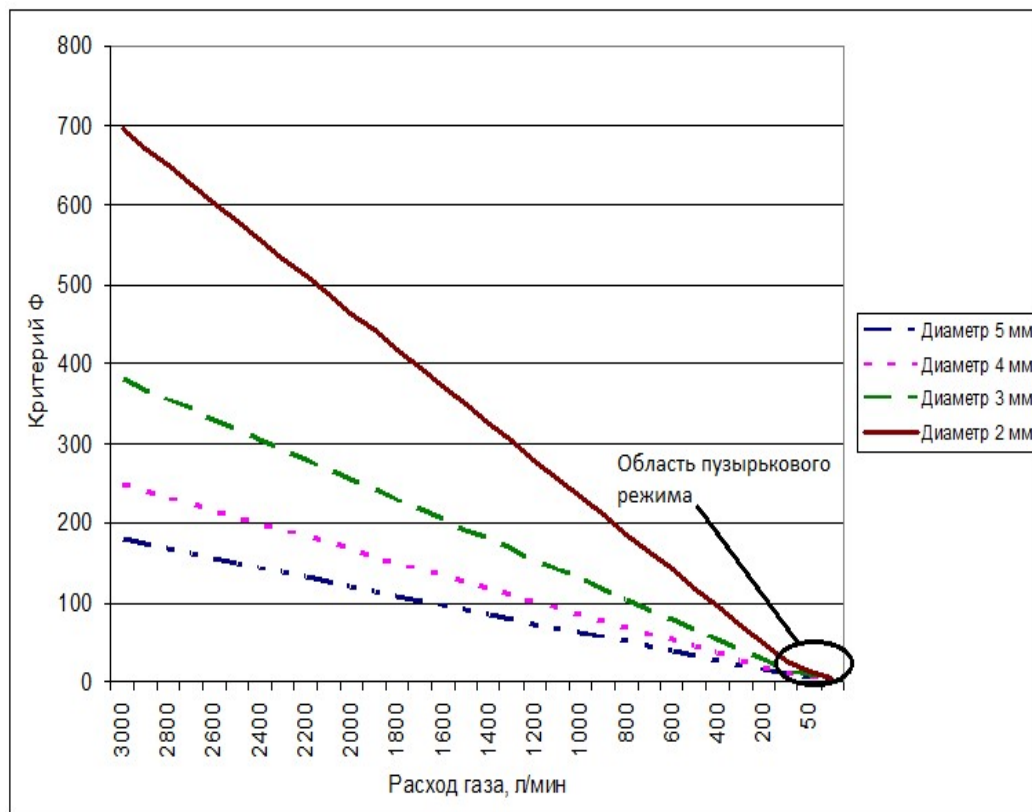


Рисунок 4.4 – Расчетные показатели критерия Φ

Из данных, представленных на рисунке 4.4, видно, что в большинстве диапазонов критериев сохраняется струйный режим истечения газа и только для незначительных скоростей газа (менее 100 л/мин) сохраняется пузырьковый режим. Дополнительно необходимо отметить, что наибольшее влияние на показатели критерия Φ оказывает скорость (количество) вдуваемого газа.

Для условий вдувания газа во впускной патрубок в вакуум-камеры циркуляционного вакууматора расход газа может варьироваться от 1200 до 2500 л/мин и более, при диаметре сопел 3 мм и их количестве 12 шт. данный критерий Φ будет находиться в интервале от 153 до 316 ед.

Таким образом, расчеты показывают, что при подаче газа во впускной патрубок в вакуум-камеры циркуляционного вакууматора, будет преобладать струйный режим.

4.2.2. Определение площади соприкосновения транспортирующего газа и металлического расплава

Удаление газообразных примесей из расплава будет зависеть от площади соприкосновения транспортирующего газа с поверхностью пузырьков газа, подаваемого во впускной патрубок.

По данным [373] рассматриваемая площадь будет зависеть от количества пузырьков газа и определяется по формуле (4.9):

$$A_{\text{п}} = (\pi \cdot d_{\text{п}}^2) \cdot N_{\text{п}}, \quad (4.9)$$

где, $d_{\text{п}}$ – средний диаметр пузыря;

$N_{\text{п}}$ – количество пузырей, одновременно присутствующих в патрубке циркуляционного вакууматора и в нижней части вакуум-камеры.

При продувке в струйном режиме, когда происходит процесс разобщения и соединения пузырьков, средний радиус пузырьков имеет тенденцию к достижению максимального диаметра $\sim 3,2$ см, стабильного состояния пузырька при турбулентном истечении [374–377].

Тогда количество пузырьков газа, одновременно находящихся в расплаве, будет определяться расходом газа и временем их нахождения в металле в соответствии с формулой (4.10):

$$N_{\text{п}} = \frac{Q \cdot t}{Q_{\text{п}}}, \quad (4.10)$$

где, Q – объем подаваемого газа во впускной патрубке циркуляционного вакууматора $\text{м}^3/\text{с}$;

t – время пребывания одного пузыря в металле, с;

$Q_{\text{п}}$ – объем одного пузыря, м^3 .

Время пребывания одного пузырька в зоне патрубков и нижней части вакууматора, заполненных металлом, определяется по следующей формуле [373]:

$$t = \frac{H}{u_{\text{г}}}, \quad (4.11)$$

где, H – высота металла от фурм вдувания до зеркала металла в нижней части вакуум-камеры;

$u_{\text{г}}$ – скорость движения газа в патрубке циркуляционного вакууматора.

Скорость всплывающего пузырька газа в патрубке циркуляционного вакууматора можно определить по сумме скоростей всплывания пузырька газа и скорости движения расплава в патрубке циркуляционного вакууматора. Таким образом, скорость движения газа будет определяться по следующей формуле:

$$u_{\text{г}} = u_{\text{в.о.}} + V_1, \quad (4.12)$$

где, V_1 – скорость движения расплава в патрубке циркуляционного вакууматора;

$u_{\text{в.о.}}$ – скорость всплывания одиночного пузырька.

По данным [373] скорость всплывания одиночного пузырька определяется по формуле

$$u_{\text{в.о.}} = (0,5 \cdot d_{\text{п}} \cdot g)^{0,5}. \quad (4.13)$$

При среднем диаметре пузырька 3,2 см скорость его всплытия под действием гидростатических сил составит

$$u_{\text{в.о.}} = (0,5 \cdot 0,032 \cdot 9,81)^{0,5} = 0,40 \text{ м/с}.$$

Было экспериментально установлено, что значение скорости движения расплава в патрубке циркуляционного вакууматора V_1 зависит от расхода газа, подаваемого во впускной патрубков циркуляционного вакууматора, внутреннего диаметра патрубка и может быть определена после преобразования формул (4.12) и (4.13):

$$V_1 = \frac{G}{60 \cdot S_1 \cdot \rho} = \frac{\left(\frac{0,0209 \cdot Q + 28,944}{0,6686 \cdot D_U^{-0,8678}} \right)}{15 \cdot \pi \cdot (D_U^2) \cdot \rho_{ж}}. \quad (4.14)$$

Таким образом, время нахождения пузырька газа в металле составит

$$t = \frac{H}{(0,5 \cdot d_{п} \cdot g)^{0,5} + \frac{\left(\frac{0,0209 \cdot Q + 28,944}{0,6686 \cdot D_U^{-0,8678}} \right)}{15 \cdot \pi \cdot (D_U^2) \cdot \rho_{ж}}}. \quad (4.15)$$

Высота столба металла (H) от фурм вдувания до зеркала металла в нижней части вакуум-камеры в зависимости от конструкции вакуум-камеры циркуляционного вакууматора может варьироваться от 2,2 до 3,0 м.

Средний объем одного пузырька в зависимости от его диаметра определим по формуле объема шара:

$$Q_{п} = \frac{\pi \cdot d_{п}^3}{6} = \frac{3,14 \cdot 0,032^3}{6} = 17,15 \cdot 10^{-6} \text{ м}^3. \quad (4.16)$$

Рассмотрев все параметры, входящие в формулу (4.10), необходимо более подробно изучить параметр Q – объем подаваемого газа во впускной патрубков циркуляционного вакууматора, т.к. в данной формуле не учитывается температура газа и давление, а объем газа, находящийся в металле, зависит от нескольких параметров, а именно от температуры металла и давления.

При вдувании газа в металл он мгновенно приобретает температуру стали. Дополнительно газ подвергается гидростатическому давлению, поэтому среднюю норму расхода газа $Q_{ср}$ при температуре и давлении можно рассчитать по формуле (4.17) [374]:

$$Q_{cp} = Q \cdot \frac{T}{273} \cdot \frac{1,48}{H} \cdot \ln\left(1 + \frac{H}{1,48}\right), \quad (4.17)$$

где, T – температура, °К;

H – высота металла от фурм вдувания до зеркала металла в нижней части вакуум-камеры.

С учетом уравнения (4.17) формула для определения количества газа, находящегося в расплаве, примет вид

$$N_{II} = \frac{Q_{cp} \cdot t}{Q_{II}} = \frac{Q \cdot \frac{T}{273} \cdot \frac{1,48}{H} \cdot \ln\left(1 + \frac{H}{1,48}\right) \cdot \frac{H}{(0,5 \cdot d_{II} \cdot g)^{0,5} + \frac{\left(\frac{0,0209 \cdot Q + 28,944}{0,6686 \cdot D_U^{-0,8678}}\right)}{15 \cdot \pi \cdot (D_U^2) \cdot \rho_{ж}}}}{\frac{\pi \cdot d_{II}^3}{6}}. \quad (4.18)$$

Определив количество газа, находящегося в единицу времени в патрубке циркуляционного вакууматора, рассчитаем площадь дегазации металла в зависимости от количества вдуваемого газа и диаметра впускного патрубка:

$$A_{II} = (\pi \cdot d_{II}^2) \cdot N_{II} = \frac{6 \cdot \left[Q \cdot \frac{T}{273} \cdot \frac{1,48}{H} \cdot \ln\left(1 + \frac{H}{1,48}\right) \cdot \frac{H}{(0,5 \cdot d_{II} \cdot g)^{0,5} + \frac{\left(\frac{0,0209 \cdot Q + 28,944}{0,6686 \cdot D_U^{-0,8678}}\right)}{15 \cdot \pi \cdot (D_U^2) \cdot \rho_{ж}}} \right]}{d_{II}}. \quad (4.19)$$

Формула (4.19) позволяет определить площадь взаимодействия пузырьков нейтрального газа с расплавом металла. Данные по площади взаимодействия при диаметре впускного патрубка 500 мм и различном расходе транспортного газа представлены в таблице 4.6.

Из данных, представленных в таблице 4.6, видно, что при увеличении расхода подаваемого газа (Q) увеличивается площадь взаимодействия расплава с поверхностью нейтрального газа ($S_{пуз}$), что положительно сказывается на удалении газов и примесей, образующих газообразные продукты.

Таблица 4.6 - Расчетные технологические параметры циркуляционного вакууматора для обработки сталеразливочных ковшей емкостью 160 тонн

Расход газа, подаваемого во впускной патрубок (Q), л/мин	Диаметр впускного патрубка (Du), м	Скорость циркуляции металла (G), т/мин	Скорость движения металла во впускном патрубке (V ₁), м/с	Среднее количество пузырьков газа (Nп), шт.	Площадь взаимодействия расплава с поверхностью нейтрального газа (S _{пуз}), м ²
3000	0,5	75,11	0,91	19302,49	62,06
2800	0,5	71,69	0,87	18605,40	59,82
2600	0,5	68,26	0,83	17861,13	57,43
2400	0,5	64,83	0,79	17064,72	54,87
2200	0,5	61,41	0,75	16210,49	52,12
2000	0,5	57,98	0,70	15291,91	49,17
1800	0,5	54,56	0,66	14301,42	45,98
1600	0,5	51,13	0,62	13230,23	42,54
1400	0,5	47,70	0,58	12068,06	38,80
1200	0,5	44,28	0,54	10802,80	34,73

Для определения основных путей удаления растворенных газов и примесей, образующих газообразные продукты, необходимо сравнить площадь взаимодействия расплава с поверхностью нейтрального газа (S_{пуз}) с площадью зеркала металла в вакуум-камере (S_{Ме}).

Дополнительно необходимо учесть, что объем вдуваемого газа ограничен количеством образующихся пузырьков газа. При значительном их количестве они будут сливаться, соответственно, эффективность дегазации снизится. Необходимо определить рациональные параметры подачи нейтрального газа и размеры внутреннего диаметра впускного патрубка вакуум-камеры, обеспечивающих максимальную эффективность дегазации.

4.2.3. Определение основного пути удаления газообразных примесей в циркуляционном вакууматоре

Основное количество растворенного водорода и углерода (по реакции взаимодействия с кислородом $[C]+[O]=\{CO\}$) при низких концентрациях удаляется на границе раздела фаз: газообразной и жидкой, т.е. «пузырек Ar – металл» и зеркало металла в вакуум-камере.

Скорость удаления требуемых примесей будет зависеть от общей поверхности контакта фаз, жидкой и газообразной (S), поэтому для дальнейших вычислений необходимо определить площади контакта взаимодействующих фаз.

Общая площадь контакта S определяется по формуле (4.20)

$$S = S_{\text{пуз}} + S_{\text{Ме}}, \quad (4.20)$$

где, $S_{\text{пуз}}$ – площадь контакта «пузырек Ar – металл»;

$S_{\text{Ме}}$ – площадь поверхности зеркала металла в вакуум-камере.

Рассчитаем и сравним площади $S_{\text{пуз}}$ и $S_{\text{Ме}}$.

Площадь поверхности зеркала металла в вакуум-камере зависит от диаметра футеровки ($D_{\text{ф}}$) нижней части данного металлургического агрегата и может принимать значения в интервале от 1,7 до 2,6 м, в зависимости от объемов обрабатываемого металла, т.е. от емкости сталеразливочных ковшей. Тогда площадь поверхности зеркала металла в вакуум-камере ($S_{\text{Ме}}$) будет варьироваться от 2,0 до 6,0 м².

Сравнивая показатель ($S_{\text{Ме}}$) с площадью контакта «пузырек Ar – металл» ($S_{\text{пуз}}$), можно сделать вывод, что $S_{\text{пуз}}$ на порядок больше, чем $S_{\text{Ме}}$.

Таким образом, основным фактором, влияющим на удаление растворенного водорода и углерода (по реакции взаимодействия с кислородом $[C]+[O]=\{CO\}$ в заключительный период обработки расплава), будет являться площадь контакта «пузырек Ar – металл» или путь № 4, изображенный на рисунке 3.1.

4.3. Определение рациональных технологических и конструкционных параметров вакуум-камеры циркуляционного вакууматора различной емкости

4.3.1. Определение конструкционных параметров вакуум-камеры

Определив площадь взаимодействия пузырьков вдуваемого нейтрального газа в зависимости от объема, подаваемого во впускной патрубок циркуляционного вакууматора, можно рассчитать минимальный диаметр впускного патрубка, который обеспечит пропускную способность газо-металлической взвеси без слияния и укрупнения данных газовых пузырьков (рис. 4.5).

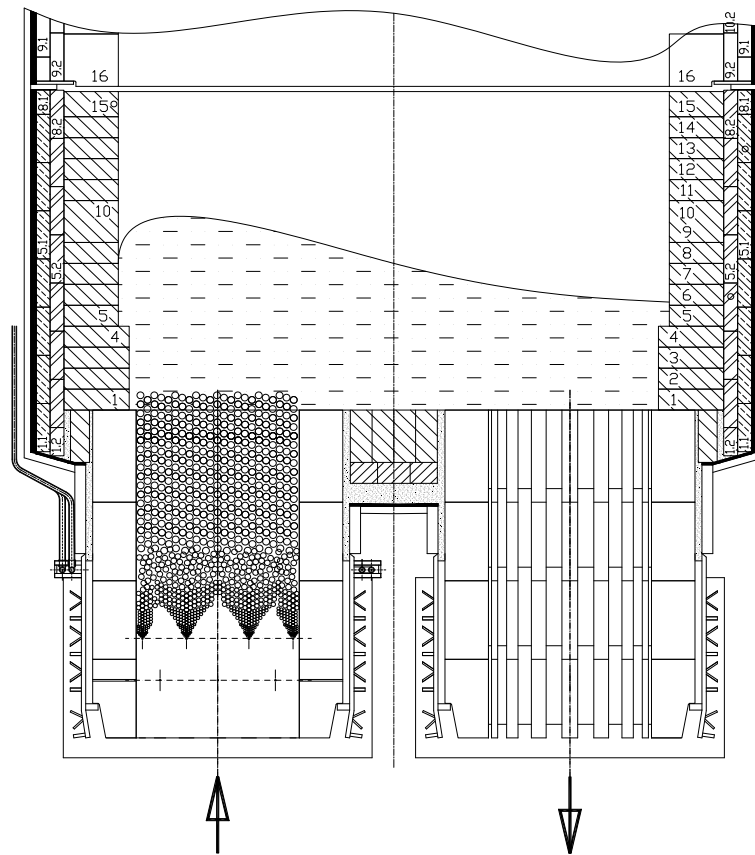


Рисунок 4.5 – Организация вдувания нейтрального газа, ограниченного размерами впускного патрубка

Таким образом, необходимо определить рациональные параметры барботажной зоны, зависящей от диаметра впускного патрубка и количества вдуваемого нейтрального газа. Если представить, что впускной патрубок имеет вид цилиндра, а пузыри подаваемого газа аргона сферической формы диаметром 3,2 см, то можно решить данную задачу способом плотнейшей упаковки цилиндра заданного диаметра, который наполняется шарами известного нам диаметра.

Из литературного источника [378] известно, что коэффициент плотной упаковки определяется по формуле (4.21):

$$k = \frac{N_{\text{шар}} \cdot V_{\text{шар}}}{V_{\text{цил}}}, \quad (4.21)$$

где, $N_{\text{шар}}$ – количество шаров;

$V_{\text{шар}}$ – объем шара газа;

$V_{\text{цил}}$ – внутренний объем цилиндра.

Преобразуем формулу (4.21) под условия нашей задачи:

$$k = \frac{N_{\text{пуз}} \cdot V_{\text{пуз}}}{V_{\text{патр}}}, \quad (4.22)$$

где, $N_{\text{пуз}}$ – количество пузырьков газа;

$V_{\text{пуз}}$ – объем пузырька газа;

$V_{\text{патр}}$ – внутренний объем впускного патрубка.

Тогда количество пузырьков газа, помещающихся во впускной патрубке вакуум-камеры, возможно определить по формуле (4.23):

$$N_{\text{пуз}} = k \cdot \frac{V_{\text{пуз}}}{V_{\text{цил}}}. \quad (4.23)$$

Коэффициент плотности упаковки k для самой плотной схемы укладки шаров равен 74,05 %. Для случая с вакуум-камерой данный коэффициент можно принять 70 %, т.к. у пузырей газа отсутствуют точные геометрические размеры.

Внутренний объем впускного патрубка определяется высотой столба жидкости (H) и диаметром впускного патрубка (D_U), количество пузырей газа зависит от объема подаваемого газа. Используя формулы (4.19) и (4.23) определим минимальный диаметр впускного патрубка, обеспечивающего его пропускную способность без слияния пузырьков газа. Данные представим на рисунке 4.6.

Из данных, представленных на рисунке 4.6, видно, что при расходе газа, подаваемого во впускной патрубке циркуляционного вакууматора в объеме 1000 л/мин и наиболее плотной упаковке пузырей газа, размер диаметра впускного патрубка составляет 0,32 м. Однако если оценивать рациональную упаковку пузырей газа, то диаметр впускного патрубка составит 0,41 м. Поэтому целесооб-

разно подобрать рациональные размеры внутреннего диаметра впускного патрубка для повышения стойкости огнеупорной футеровки и надежности эксплуатации циркуляционного вакууматора.

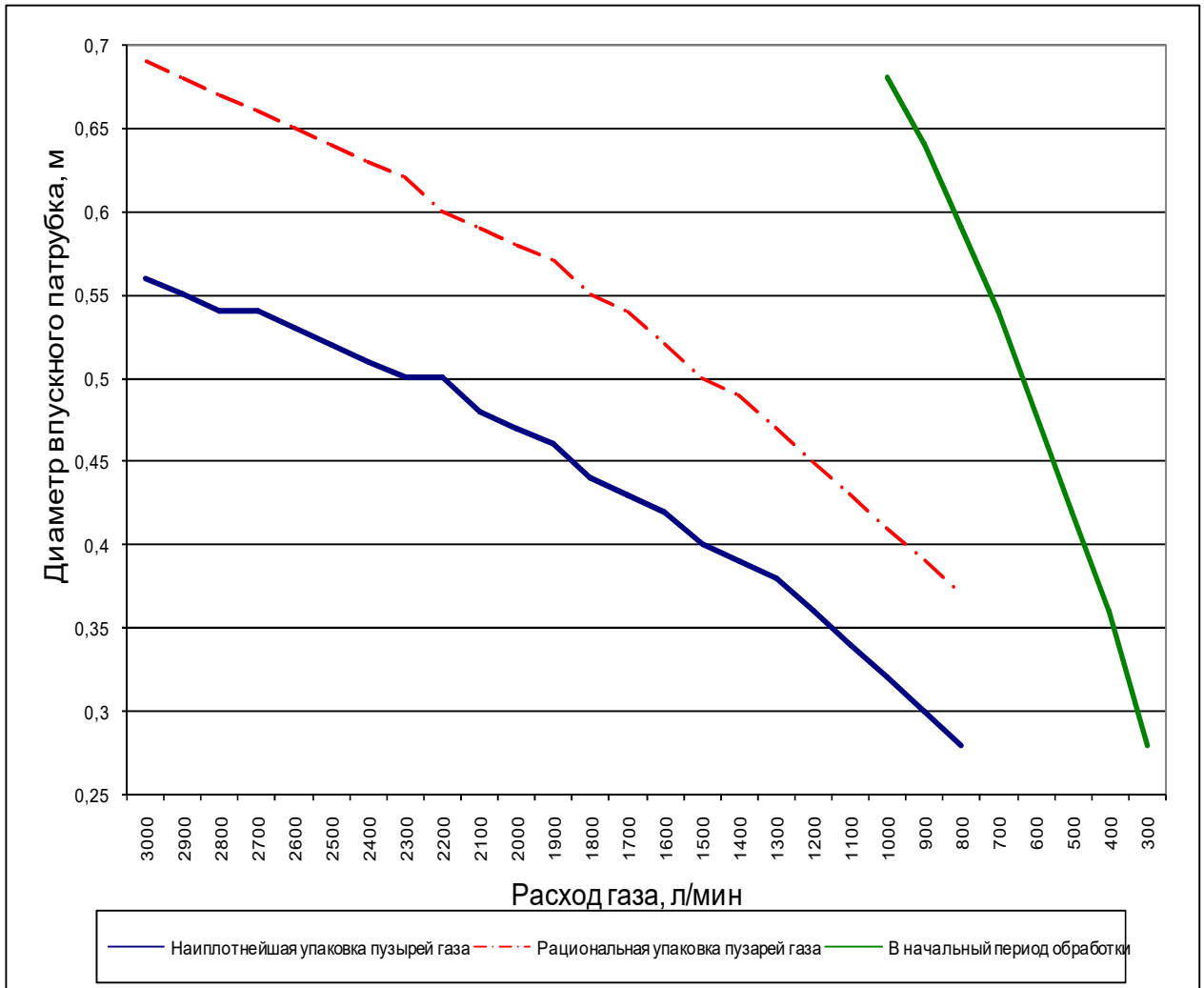


Рисунок 4.6 – Расчетные показатели рациональных параметров диаметра впускного патрубка и количества подаваемого нейтрального газа во впускной патрубках

Первоначально по рекомендации зарубежных проектных организаций толщина внутренней футеровки, выполняемой из периклазохромитовых огнеупорных изделий, составляла 170 мм, а наружная футеровка, выполняемая из высокоглиноземистого бетона, – 80 мм, при этом диаметр впускного патрубка составлял 550 мм (рис. 4.7).

На основании проведенных расчетов была изменена схема футеровки вакуум-камеры: уменьшен внутренний диаметр впускного патрубка до значений, рекомендованных на рисунке 4.6 (с 550 мм до 460 мм), что позволило увеличить

толщину внутренней (до 180 мм) и наружной (до 110 мм) футеровки впускного патрубка (рис. 4.8).

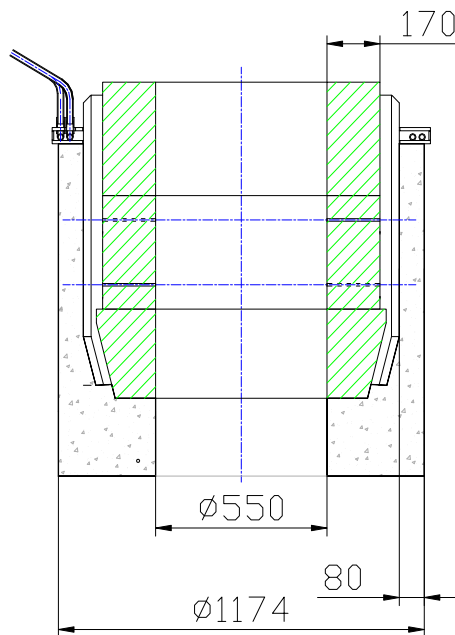


Рисунок 4.7 – Первоначальные конструкционные параметры впускного патрубка вакуум-камеры RH №2

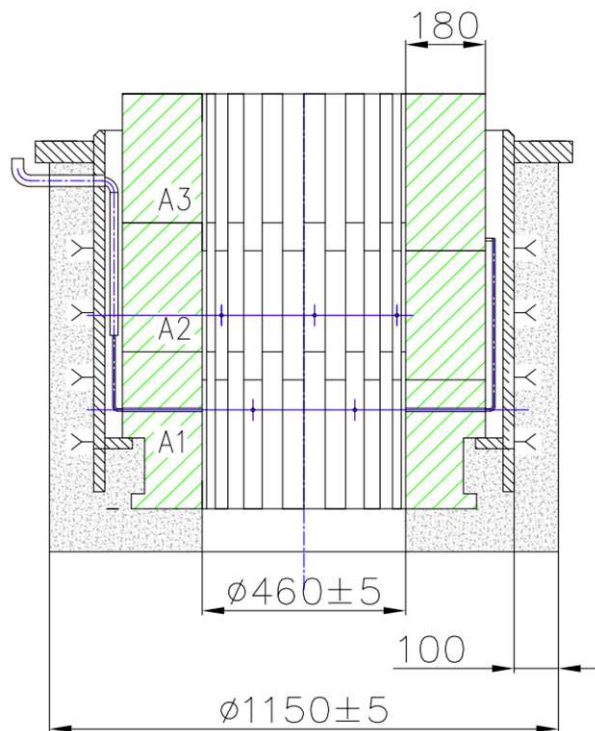


Рисунок 4.8 – Вид впускного патрубка с рациональными размерами

Опытные вакуум-камеры с рекомендованными размерами футеровки показали повышение средней стойкости футеровки на 27 % (с 116,09 до 147,57 плавок) [379] (Приложение 3).

На данную конструкцию патрубков получен патент (Приложение И).

Уменьшение внутреннего диаметра футеровки впускного патрубка не отразилось на технологическом цикле обработки стали вакуумом. Время обработки одной плавки осталось без изменений.

4.3.2. Определение рациональных технологических параметров установки циркуляционного вакуумирования для обработки стали в сталеразливочных ковшах емкостью 160 т

Основным параметром, который влияет на удаление водорода и углерода из металла, является площадь контакта пузырьков аргона и металла. Чем больше площадь контакта $S_{\text{пуз}}$, тем выше скорость удаления водорода и углерода из металла.

Площадь контакта $S_{\text{пуз}}$ зависит от скорости циркуляции металла во впускном патрубке (G). Чем выше скорость, тем меньше времени пузырек газа находится в контакте с металлом, тем он быстрее всплывает. Соответственно, скорость удаления водорода и углерода снижается.

Скорость циркуляции металла (G) зависит от объема, подаваемого во впускной патрубок нейтрального газа (Q) и внутреннего диаметра впускного патрубка, чем больше объем подаваемого газа, тем больше площадь контакта $S_{\text{пуз}}$. Однако при этом возрастает скорость циркуляции (G), что негативно сказывается на времени нахождения пузырька газа в расплаве.

Дополнительно необходимо учитывать изменение внутреннего диаметра впускного патрубка. Данная величина является переменной, т.к. в процессе эксплуатации вакуум-камеры огнеупорные изделия разрушаются, тем самым внутренний диаметр увеличивается.

Таким образом, основным параметром, который влияет на удаление водорода и углерода, является площадь контакта пузырьков аргона и металла $S_{\text{пуз}}$. На данный параметр оказывают влияние следующие параметры:

G – скорость циркуляции металла, т/мин;

Q – объем подаваемого во впускной патрубок нейтрального газа, л/мин;

D_U – внутренний диаметр впускного патрубка.

Дополнительно необходимо учесть, что каждый из представленных параметров также влияет на другие параметры.

Первоначальные значения технологических параметров обработки стали в циркуляционном вакууматоре составляют: расход аргона – 800–1000 л/мин, D_U – внутренний диаметр впускного патрубка вакуум-камеры – 0,42 м.

В процессе эксплуатации вакуум-камеры футеровка впускного патрубка разрушается, что приводит к увеличению внутреннего диаметра впускного патрубка и изменению других технологических параметров обработки стали. По формулам (4.6), (4.14) и (4.18) рассчитаем технологические параметры обработки стали при различном износе футеровки патрубка, которые соответствуют количеству обработанных плавок на металлургическом агрегате. В заключительный период работы количество обработанных плавок приближается к 100,0 и почти полностью выработан ресурс работы футеровки вакуум – камеры, минимальный размер огнеупорных изделий патрубка определяется величиной 30 мм. Данные по расчетным технологическим параметрам циркуляционного вакууматора представлены в таблице 4.7.

Из данных, представленных в таблице 4.7, видно, что при увеличении внутреннего диаметра впускного патрубка (например, при сильном износе футеровки и постоянном расходе нейтрального газа, подаваемого во впускной патрубок) будет изменяться количество пузырей газа в находящейся газо-металлической взвеси впускного патрубка, соответственно увеличится площадь взаимодействия расплава с поверхностью нейтрального газа ($S_{\text{пуз}}$). Однако при повышении параметра $S_{\text{пуз}}$ скорость удаления H_2 и других примесей, образующих газы, увеличится, что повлечет за собой, при равном времени вакуумирования стали, уменьшению содержания данных примесей в стали [379].

Для проверки данного расчета были изучены плавки обработанные в агрегате РН. Выбранные плавки были отсортированы по состоянию впускного патрубка

Таблица 4.7 - Расчетные значения параметров G , $S_{\text{пуз}}$, при постоянной величине Q (постоянный объем расхода газа во впускной патрубке)

№ п/п	Расход газа, подаваемого во впускной патрубок (Q), л/мин	Диаметр впускного патрубка (D_u), м	Количество обработанных плавок, шт.	Скорость циркуляции металла (G), т/мин	Скорость движения металла во впускном патрубке (V_1), м/с	Площадь взаимодействия расплава с поверхностью нейтрального газа ($S_{\text{пуз}}$), м ²
1	800	0,42	0	32,17	0,55	22,77
2	800	0,45	9	34,16	0,51	23,81
3	800	0,48	18	36,12	0,48	24,79
4	800	0,51	27	38,07	0,44	25,71
5	800	0,54	36	40,01	0,42	26,59
6	800	0,57	45	41,93	0,39	27,42
7	800	0,6	54	43,84	0,37	28,21
8	800	0,63	63	45,74	0,35	28,95
9	800	0,66	72	47,62	0,33	29,66
10	800	0,69	81	49,49	0,32	30,34
11	800	0,72	90	51,36	0,30	30,98
12	800	0,75	99	53,21	0,29	31,59

вакуум-камеры и времени обработки в циркуляционном вакууматоре. Дополнительно было проведено сравнение с содержанием водорода в промежуточном ковше машины непрерывного литья заготовок (МНЛЗ). Всего было рассмотрено 219 плавов, время циркуляции стали находилось в интервале 17–18 мин. Полученные результаты показаны на рисунке 4.9.

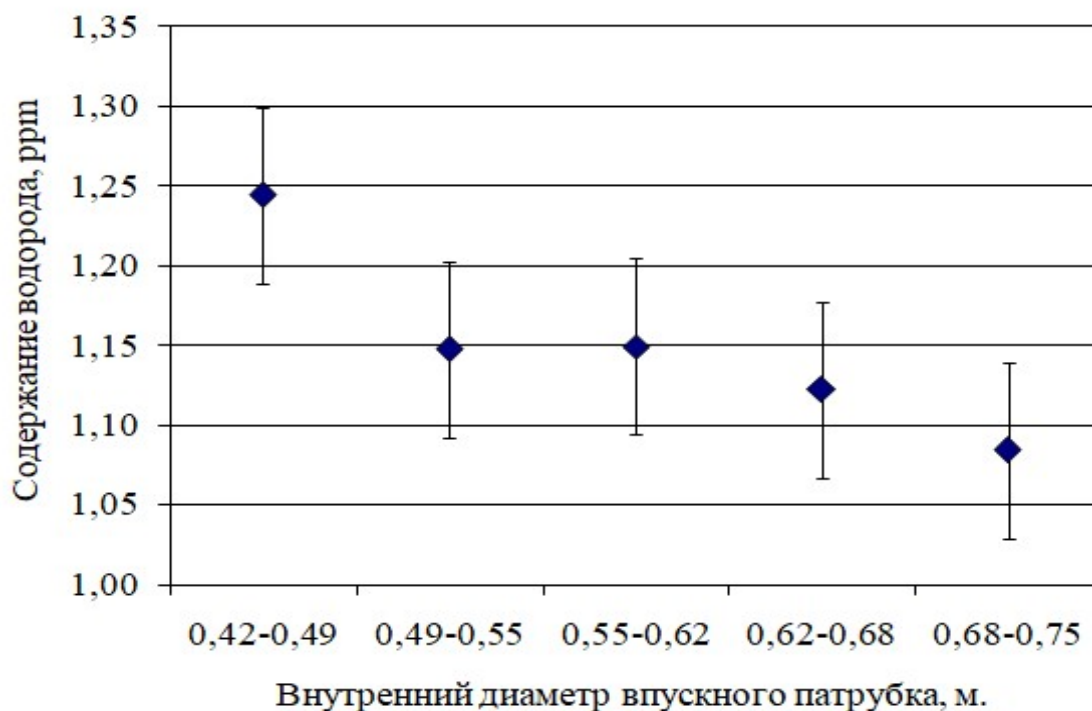


Рисунок 4.9 – Зависимость содержания водорода в металле, от внутреннего диаметра впускного патрубка, время обработки расплава в вакуум-камере 17–18 мин

Из данных, представленных на рисунке 4.9, видно, что при увеличении внутреннего диаметра впускного патрубка, остаточное содержание водорода в металле уменьшается, что соответствует выдвигаемому положению об увеличении поверхности контакта пузырьков газа с расплавом.

Таким образом, при вакуумировании расплава в вакуум-камере нужно принимать во внимание износ огнеупорных изделий впускного патрубка и с повышением количества обработанных в ней плавов, нужно корректировать технологические параметры вакуумирования стали.

Рациональные технологические параметры циркуляционного вакууматора рассчитаем по формулам (4.6), (4.14) и (4.19).

При расчетах будет устанавливаться постоянное значение одного из параметров ($S_{\text{пуз}}$), G и Q . Данные представим в таблице 4.8.

В строке 13 таблицы 4.8 представлены начальные данные по расчету рациональных технологических параметров циркуляционного вакууматора.

Из данных, представленных в таблице 4.8, видно, что, изменяя расход газа (Q) при разном внутреннем диаметре патрубков (D_U), т.е. при разной стойкости вакуум-камеры возможно достичь постоянной скорости удаления примесей за счет сохранения постоянной площади контакта металла с поверхностью вдуваемого нейтрального газа путем изменения расхода данного газа. Дополнительно при уменьшении объема подачи нейтрального газа уменьшится скорость движения металла во впускном патрубке (V_1), что положительно отразится на удельном износе огнеупорных изделий впускного патрубка.

Недостатком является то, что при увеличении внутреннего диаметра впускного патрубка возрастает скорость циркуляции металла (G). Соответственно повысится массоперенос в сталеразливочном ковше, что приведет к повышенному разрушению футеровки и повышению скорости растворения углерода в металле.

Поэтому необходимо подобрать такие рациональные технологические параметры циркуляционного вакууматора, при изменении которых величины: скорость циркуляции металла (G) и площадь взаимодействия расплава с поверхностью нейтрального газа ($S_{\text{пуз}}$) останутся постоянными или изменятся незначительно. Полученные данные представим в таблице 4.9.

4.3.3. Определение влияния износа футеровки впускного патрубка на основные технологические параметры вакуум-камеры и циркуляционного вакууматора для обработки металла в сталеразливочных ковшах емкостью 320 т

Рациональные технологические параметры циркуляционного вакууматора рассчитаем по формуле (4.7) и преобразуем формулы (4.14) и (4.19).

Первоначальные значения технологических параметров обработки стали в циркуляционном вакууматоре составляют: расход аргона – 2000 л/мин, D_U внутренний диаметр впускного патрубка вакуум-камеры – 0,75 м.

Таблица 4.8 - Расчетные значения параметров G, Q, D_У, при постоянной величине S_{пуз} (постоянная скорость удаления водорода и углерода)

№ п/п	Расход газа, подаваемого во впускной патрубок (Q), л/мин	Диаметр впускного патрубка (D _У), м	Скорость циркуляции металла (G), т/мин	Скорость движения металла во впускном патрубке (V ₁), м/с	Площадь взаимодействия расплава с поверхностью нейтрального газа (S _{пуз}), м ²
1	715	0,66	45,78	0,32	27,0
2	729	0,64	44,85	0,33	27,0
3	743	0,62	43,93	0,35	27,0
4	759	0,6	43,02	0,36	27,0
5	776	0,58	42,10	0,38	27,0
6	795	0,56	41,19	0,40	27,0
7	815	0,54	40,29	0,42	27,0
8	838	0,52	39,39	0,44	27,0
9	863	0,5	38,51	0,47	27,0
10	891	0,48	37,63	0,50	27,0
11	923	0,46	36,77	0,53	27,0
12	958	0,44	35,92	0,56	27,0
13	1000	0,42	35,12	0,60	27,0
14	1100	0,38	33,54	0,70	27,0
15	1200	0,35	32,49	0,80	27,0

Таблица 4.9 – Расчетные значения параметров $S_{\text{пуз}}$, Q , D_U , при постоянной величине G

№ п/п	Расход газа, подаваемого во впускной патрубке (Q), л/мин	Диаметр впускного патрубка (D_U), м	Скорость циркуляции металла (G), т/мин	Скорость движения металла во впускном патрубке (V_1), м/с	Площадь взаимодействия расплава с поверхностью нейтрального газа ($S_{\text{пуз}}$), м^2
1	750	0,64	45,31	0,34	27,66
2	800	0,62	45,11	0,36	28,71
3	850	0,6	44,84	0,38	29,64
4	900	0,58	44,52	0,40	30,47
5	950	0,56	44,13	0,43	31,17
6	1000	0,54	43,67	0,45	31,76
7	1050	0,52	43,15	0,48	32,22
8	1100	0,5	42,56	0,52	32,56
9	1150	0,48	41,91	0,55	32,78
10	1200	0,46	41,19	0,59	32,87
11	1250	0,44	40,40	0,63	32,83
12	1300	0,42	39,53	0,68	32,66

Таблица 4.10 - Расчетные значения параметров G , $S_{\text{пуз}}$, при постоянной величине Q (постоянный объем расхода газа во впускной патрубке)

№ п/п	Расход газа, подаваемого во впускной патрубок (Q), л/мин	Диаметр впускного патрубка (D_u), м	Количество обработанных плавок, шт.	Скорость циркуляции металла (G), т/мин	Скорость движения металла во впускном патрубке (V_1), м/с	Площадь взаимодействия расплава с поверхностью нейтрального газа ($S_{\text{пуз}}$), м ²
1	2000	0,75	0	90,36	0,49	61,15
2	2000	0,78	12	93,15	0,46	62,77
3	2000	0,81	24	95,92	0,44	64,33
4	2000	0,84	36	98,67	0,42	65,83
5	2000	0,87	48	101,39	0,41	67,29
6	2000	0,9	60	104,10	0,39	68,70
7	2000	0,93	72	106,78	0,37	70,06
8	2000	0,96	84	109,44	0,36	71,37
9	2000	0,99	96	112,09	0,35	72,64
10	2000	1,00	100	112,97	0,34	73,06

В процессе эксплуатации вакуум-камеры футеровка впускного патрубка разрушается, поэтому данный фактор необходимо учитывать при расчетах технологических параметров циркуляционного вакууматора. Данные представим в таблице 4.10.

Расчетные показатели, представленные в таблице 4.10, показывают, что при разном износе внутренней футеровки впускного патрубка изменяются и технологические параметры обработки стали. Например, такие параметры, как скорость массопереноса металла G и площадь взаимодействия расплава с пузырьками нейтрального газа $S_{\text{пуз}}$, могут измениться более чем на 20 %.

Для стабильного удаления примесей из металла и прогнозируемого их содержания в расплаве после обработки в циркуляционном вакууматоре необходимо стабилизировать технологические параметры G и $S_{\text{пуз}}$ вне зависимости от износа футеровки вакуум-камеры. Используя формулы (4.7) и (4.19) рассчитаем необходимые параметры вакуумной обработки. Данные представим в таблице 4.11.

Из данных, представленных в таблице 4.11, видно, что изменяя расход газа (Q), при разном внутреннем диаметре патрубков (D_U), т.е. при разной стойкости вакуум-камеры, возможно достичь постоянной скорости удаления примесей за счет сохранения постоянной площади контакта металла с поверхностью вдуваемого нейтрального газа $S_{\text{пуз}}$ путем изменения расхода данного нейтрального газа. Дополнительно при уменьшении объема подачи нейтрального газа уменьшится скорость движения металла во впускном патрубке (V_1), что положительно отразится на удельном износе огнеупорных изделий впускного патрубка.

Дополнительно теоретические расчеты, представленные в таблице 4.11, показывают, что возможно подобрать технологические параметры обработки стали, при которых сохраняется постоянное значение $S_{\text{пуз}}$, изменение параметра G не превышает 1,7 %, что позволит точно спрогнозировать остаточное содержание растворенных примесей в металле.

Таблица 4.11 - Расчетные значения параметров G , Q , D_U , при постоянной величине $S_{\text{пуз}}$ (постоянная скорость удаления водорода и углерода)

№ п/п	Расход газа подаваемого во впускной патрубков (Q), л/мин	Диаметр впускного патрубка (D_U), м	Скорость циркуляции металла (G), т/мин	Скорость движения металла во впускном патрубке (V_1), м/с	Площадь взаимодействия расплава с поверхностью нейтрального газа ($S_{\text{пуз}}$), м ²
1	2000	0,75	90,36	0,49	61,15
2	1905	0,78	89,32	0,45	61,15
3	1825	0,81	88,64	0,41	61,15
4	1757	0,84	88,23	0,38	61,15
5	1697	0,87	88,04	0,35	61,15
6	1645	0,9	88,03	0,33	61,15
7	1599	0,93	88,15	0,31	61,15
8	1558	0,96	88,4	0,29	61,15
9	1509	1,00	88,89	0,27	61,15

Таким образом, определены основные технологические параметры циркуляционного вакууматора для обработки стали вакуумом в сталеразливочных ковшах емкостью 320 т при разных диаметрах впускного патрубка вакуум-камеры, позволяющие достигать требуемых значений содержания необходимых примесей в расплаве.

4.4. Выводы к главе 4

1. С помощью созданной модели циркуляционного вакууматора определены взаимосвязи технологических и конструкционных параметров реальных металлургических агрегатов для обработки расплава вакуумом различных по емкости сталеразливочных ковшей 140–180 и 300–370 т.

2. Впервые показано, что износ футеровки вакуум-камеры влияет на технологию вакуумирования стали.

3. Впервые подобраны технологические параметры обработки стали в циркуляционных вакууматорах различной емкости с рациональными параметрами площади контакта ($S_{\text{пуз}}$), скорости циркуляции расплава (G), количества подаваемого газа (Q) и внутреннего диаметра впускного патрубка (D_U). Например, для 160-тонного вакууматора при внутреннем диаметре впускного патрубка 0,5 м рациональный расход газа соответствует 1100 л/мин., а для 320-тонного вакууматора при внутреннем диаметре 0,81 м рациональный расход газа соответствует 1825 л/мин.

4. На основании проведенных исследований разработана рациональная конструкция впускного патрубка. Опытные вакуум-камеры с рекомендованными размерами футеровки показали повышение стойкости футеровки на 27 %: с 116,09 до 147,57 плавок (Приложение 3).

5. На данную конструкцию патрубков получен патент (Приложение И).

5 ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОСНОВНЫХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ПРИ ЦИРКУЛЯЦИОННОМ ВАКУУМИРОВАНИИ ДЛЯ ПОЛУЧЕНИЯ УЛЬТРАНИЗКОГО СОДЕРЖАНИЯ УГЛЕРОДА В СТАЛИ

В разделе 4.2 было показано, что удаление углерода осуществляется по нескольким механизмам, основными из которых являются два:

1. На начальном этапе обработки стали в вакуум-камере удаление углерода осуществляется за счет образования пузырей газа {CO} в глубине расплава и их дальнейшего всплытия. По мере снижения концентрации углерода в металле до значений менее 0,003–0,006 % глубина зарождения пузырьков газа становится незначительной, поэтому по данному механизму удаление углерода затруднено.

2. Второй механизм – это образование пузырей газа {CO} на границе нейтрального газа, подаваемого во впускной патрубок вакуум-камеры. Данный механизм удаления углерода зависит от суммарной площади контакта всех пузырьков газа, вдуваемого во впускной патрубок вакуум-камеры.

Дополнительно при рассмотрении вопроса удаления углерода из стали необходимо оценить влияние футеровки сталеразливочного ковша, выполняемой из огнеупорных изделий, содержащих углерод. Во время обработки стали футеровка сталеразливочного ковша разрушается и углерод попадает в сталь, т.е. происходит процесс насыщения металла углеродом. Скорость поступления углерода из футеровки будет зависеть от скорости разрушения огнеупорных изделий, которая в свою очередь зависит от интенсивности перемешивания расплава в металлургическом агрегате.

Таким образом, при рассмотрении вопроса удаления углерода в циркуляционном вакууматоре необходим комплексный подход, учитывающий не только пути удаления углерода из расплава, но и пути его растворения при разрушении футеровки сталеразливочного ковша.

5.1. Определение основных технологических параметров 320-тонного циркуляционного вакууматора для получения ультранизкого содержания углерода в стали

Рассчитаем скорость удаления углерода по механизму образования пузырьков газа {CO} в глубине расплава и дальнейшего их всплытия (механизм удаления № 2). Скорость удаления углерода будет определяться по формуле (5.1):

$$V_2 = \frac{C_n - C_k}{t}, \quad (5.1)$$

где, C_n – начальное содержание углерода в металле;

C_k – конечное содержание углерода в металле;

t – время вакуумирования.

Для расчета скорости удаления углерода воспользуемся формулой (5.1) и данными, представленными в таблице 3.4 и на рисунке 3.10. Расчетные показатели представим на рисунке 5.1.

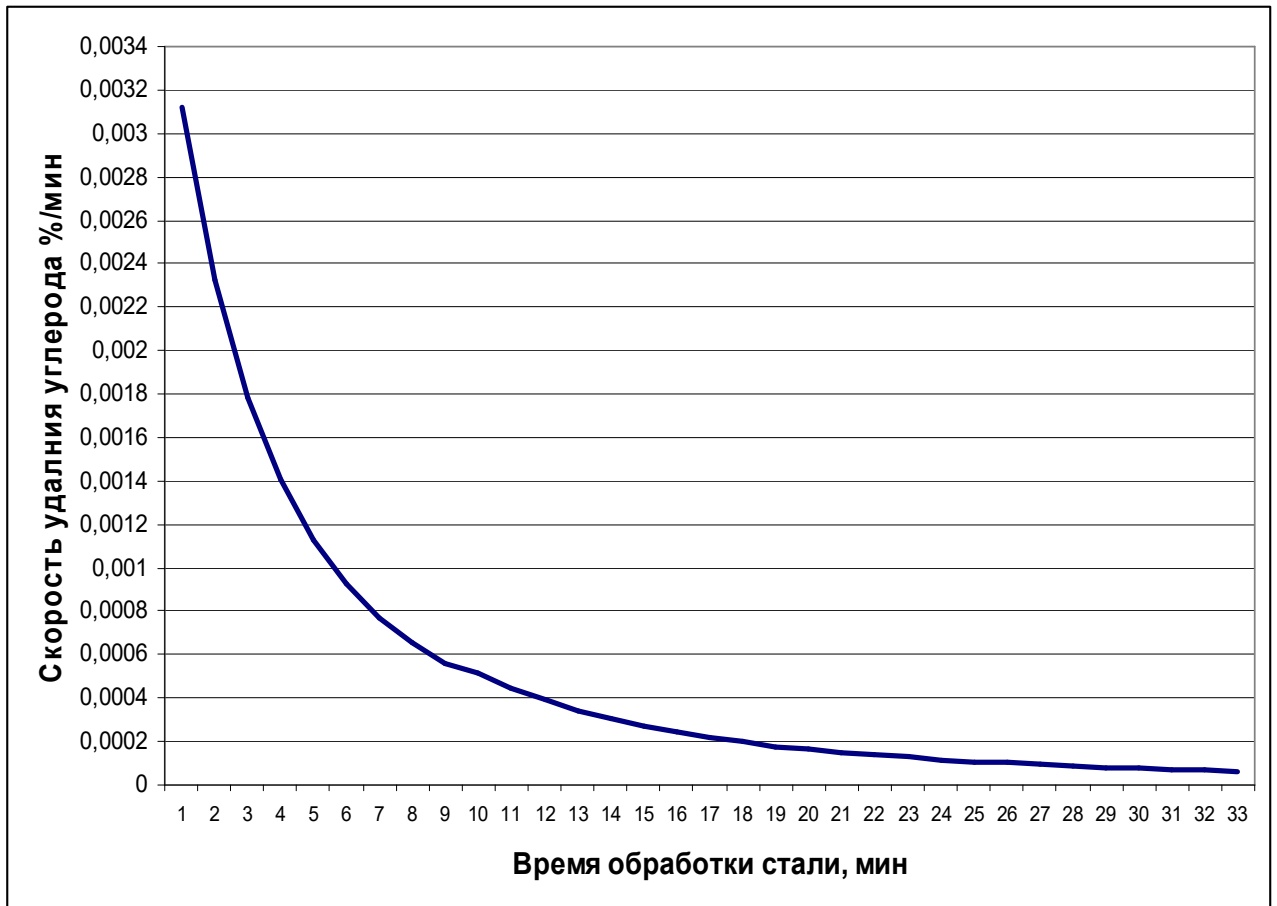


Рисунок 5.1 – Скорость удаления углерода по механизму образования пузырьков газа в глубине расплава

Из данных, представленных на рисунке 5.1, видно, что в начальный период обработки, когда содержание углерода в металле достаточно велико и зарождение пузырьков газа происходит на значительной глубине, скорость удаления углерода достигает больших значений. При понижении концентрации углерода в стали скорость удаления данного элемента уменьшается.

Рассчитаем скорость удаления углерода по механизму № 4 в пузырьки инертного газа, подаваемого во впускной патрубок вакуум-камеры.

Рассмотрим рисунок 5.1 – удаление углерода из расплава путем образования газа {CO} с последующим его всплытием и удалением газа с поверхности металла. Из данных, представленных на рисунке 5.1, видно, что при значениях углерода менее 0,003–0,006 %, что соответствует времени обработки 15-20 минут, его удаление за счет взаимодействия с растворенным кислородом и путем всплытия на поверхность расплава затруднено. Поэтому, несмотря на значительную глубину зарождения пузырьков газа и значительную величину удаления углерода в начале обработки вакуумом в циркуляционном вакууматоре получение ультранизкого содержания углерода (менее 0,002 %) достигается другим путем, а именно по механизму № 4, т.е. за счет взаимодействия с пузырьками вдуваемого газа аргона.

Рассчитаем скорости удаления углерода по данным рисунков 3.10 и 5.1. Расчетные показатели представим на рисунке 5.2.

Общая скорость удаления углерода определяется по наличию в отходящих газах {CO} и {CO₂}. Данные представлены на рисунке 5.3.

Из данных, представленных на рисунке 5.3, видно, что при определенном времени обработки наступает динамическое равновесие содержания углерода в расплаве, т.е. скорость удаляемого по механизмам № 2 и № 4 углерода будет соответствовать скорости его поступления в результате разрушения футеровки сталеразливочного ковша. При этом необходимо отметить, что по факту минимальное содержание углерода (менее 0,001 % [1]) не достигается.

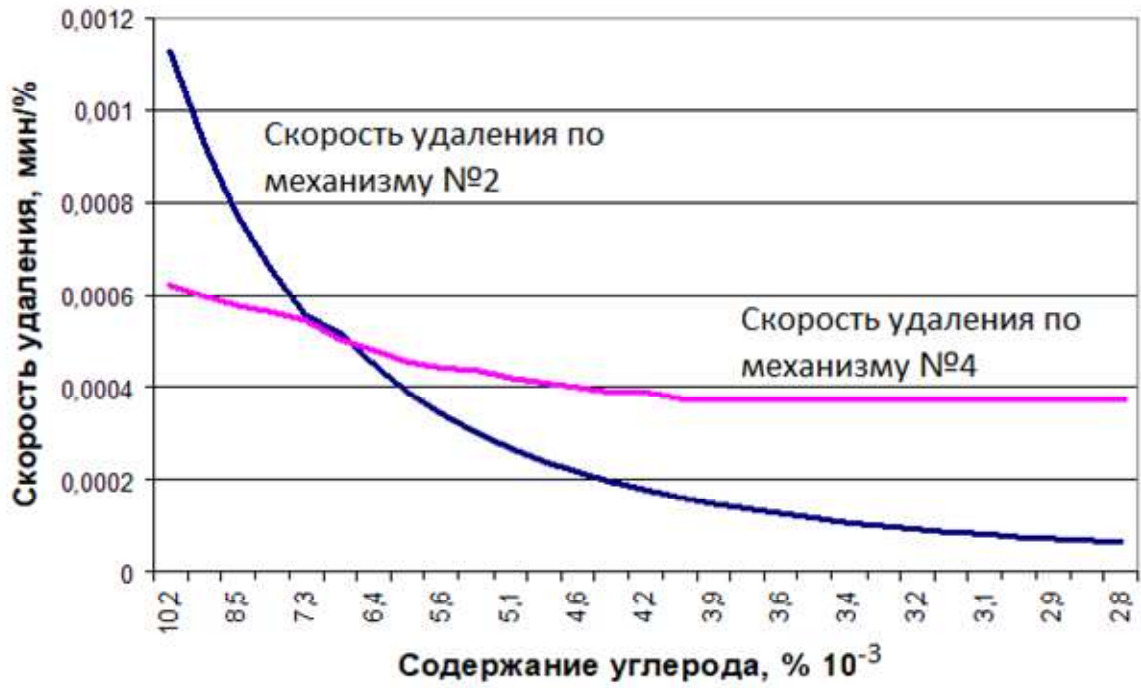


Рисунок 5.2 – Скорость удаления углерода в зависимости от содержания данного элемента в стали

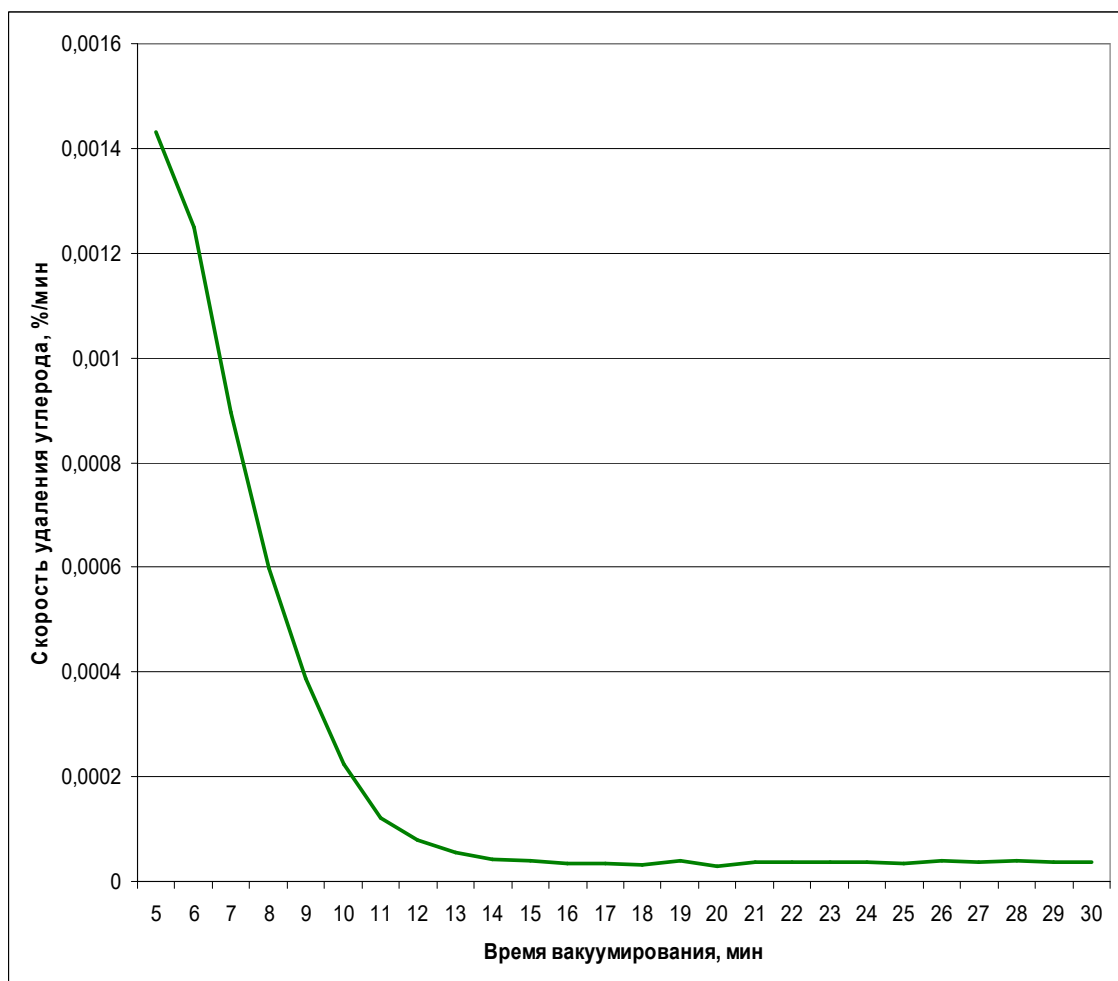


Рисунок 5.3 – Общая скорость удаления углерода из расплава в 320-тонном циркуляционном вакууматоре

Сопоставим скорости удаления углерода по механизмам № 2 и № 4. Дополнительно необходимо учесть скорость растворения углерода в металле, которая будет зависеть от концентрации данного элемента в расплаве: при уменьшении его содержания в металле скорость растворения будет увеличиваться. Данные представлены на рисунке 5.4.

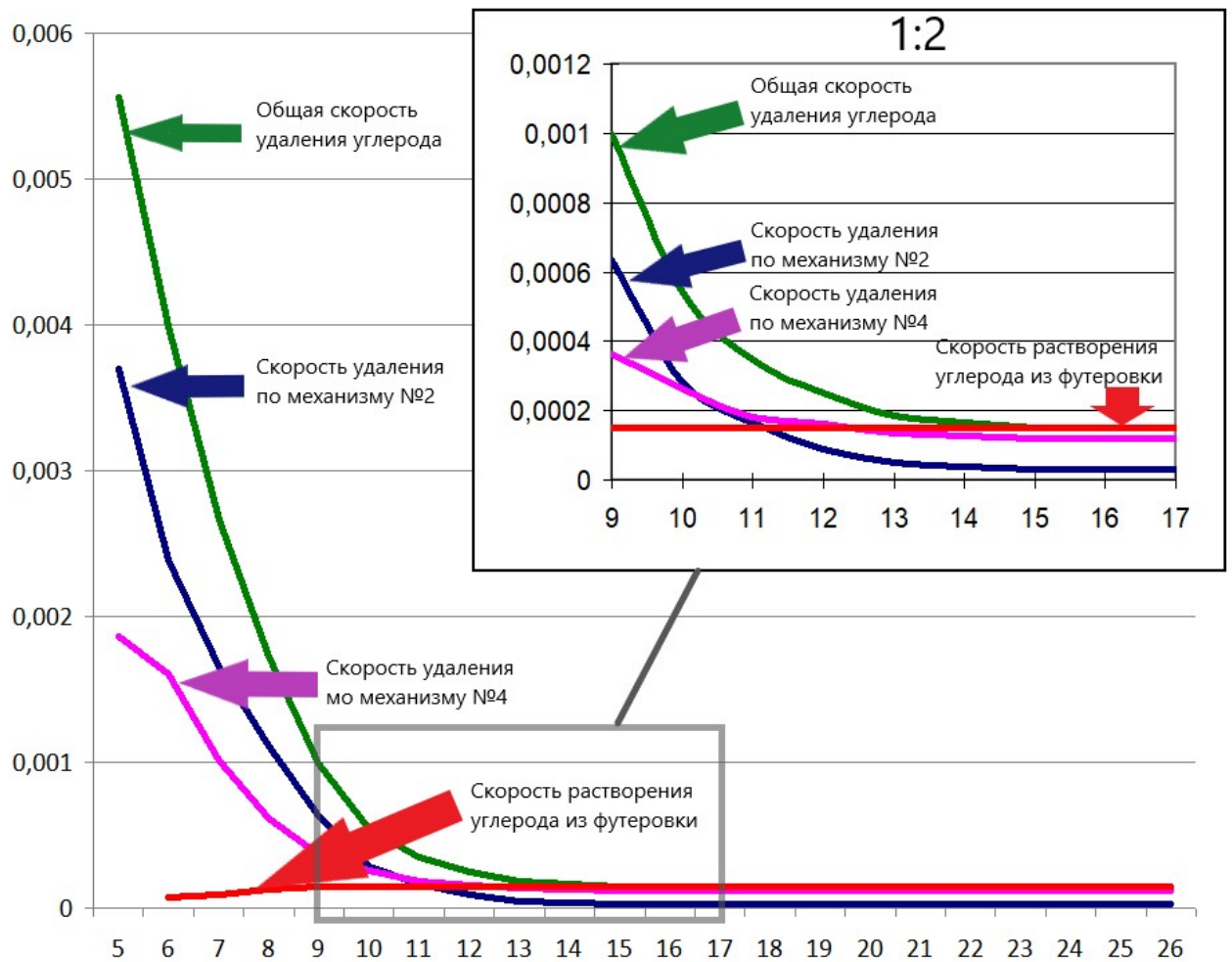


Рисунок 5.4 – Скорости удаления и поступления углерода в расплав в результате разрушения футеровки сталеразливочного ковша

Из данных, представленных на рисунке 5.4, видно, что механизм № 2 является преобладающим в первоначальный период обработки стали в циркуляционном вакууматоре. При достижении концентрации углерода менее 0,005 % преобладающим механизмом удаления углерода становится механизм № 4. Скорость растворения углерода из футеровки зависит от концентрации данного элемента в расплаве: при его понижении скорость возрастает до значений, соответствующих скорости удаления углерода, т.е. наступает момент динамического равновесия.

На основании данных, представленных на рисунке 5.4, определим скорости удаления углерода при установившемся постоянном режиме углерода и при средних технологических параметрах обработки стали в вакуум-камере циркуляционного вакууматора ($Q, Du, G, S_{\text{пуз}}$), обеспечивающих остаточное содержание углерода в металле менее 0,002 % (расход аргона 2000 л/мин, $Du = 0,8$ м):

– скорость удаления углерода с поверхности расплава ($V_{\text{Спов}}$) составляет $0,317 \cdot 10^{-4}$ %/мин;

– скорость удаления углерода в пузырьки нейтрального газа, подаваемого во впускной патрубок вакуум-камеры ($V_{\text{Спуз}}$), составляет $1,18 \cdot 10^{-4}$ %/мин;

– скорость поступления (растворения) углерода из футеровки сталеплавильного агрегата ($V_{\text{Сарг}}$) составляет $1,50 \cdot 10^{-4}$ %/мин.

Представленные скорости позволяют достигать содержания углерода в расплаве менее 0,002 %. Изменив какой-либо из параметров обработки стали возможно изменить скорости поступления и удаления углерода из расплава.

Необходимо определить рациональные параметры, обеспечивающие минимальное остаточное содержание углерода в стали.

Данные параметры будут определяться из следующих положений:

1. Параметр массопереноса металла в вакуум-камере (G) влияет как на скорость удаления углерода $V_{\text{Спов}} + V_{\text{Спуз}}$, так и на скорость растворения углерода $V_{\text{Сарг}}$. Увеличение параметра G позволит повысить общую скорость удаления углерода. С другой стороны, значительный массоперенос усилит разрушение футеровки металлургического агрегата, что приведет к увеличению скорости растворения (поступления) углерода в расплав.

2. Массоперенос металла в вакуум-камере зависит от расхода нейтрального газа Q . При этом необходимо учитывать геометрические размеры впускного патрубка вакуум-камеры, которые ограничены слиянием пузырьков газа в ограниченном объеме.

3. Изменение скорости удаления углерода в пузырьки нейтрального газа $V_{\text{Спуз}}$ пропорционально площади поверхности $S_{\text{пуз}}$.

4. Изменение скорости поступления углерода пропорционально массопереносу металла G .

Для определения параметров обработки стали в вакууматорах емкостью 320 т используем формулу (4.7), преобразовав формулы (4.6) и (4.19). Вначале представим расчетные данные для постоянного диаметра впускного патрубка вакуум-камеры. Полученные данные представим в таблице 5.1.

В таблице 5.1 в строке № 13 представлены расчетные значения параметров обработки, обеспечивающие среднее содержание углерода в стали менее 0,002 %. Верхнее ограничение расхода нейтрального газа, подаваемого во впускной патрубок (3300 л/мин), связано с возможным укрупнением газовых пузырьков вследствие ограниченного объема впускного патрубка. Нижнее ограничение связано с недостаточностью перемешивания расплава в сталеразливочном ковше и образованием «застойных» зон металла в металлургическом агрегате.

Также из данных, представленных в таблице 5.1, видно, что при различном расходе газа будут изменяться скорости удаления и поступления углерода в металл. Значения по расчетному изменению скоростей представим в таблице 5.2.

Из данных, представленных в таблице 5.2, видно, что, снижая расход газа во впускной патрубок, возможно изменить интенсивность удаления углерода и достичь, близких к теоретическим минимальным значениям содержания углерода в стали.

Дополнительно определим рациональные параметры обработки стали в циркуляционном вакууматоре, обеспечивающие пониженное остаточное содержание углерода в металле за весь период эксплуатации металлургического агрегата при различном износе футеровки впускного патрубка вакуум-камеры. Данные представим в таблице 5.3.

Таблица 5.1 – Изменение технологических параметров установки циркуляционного вакуумирования

№ п/п	Расход газа, подаваемого во впускной патрубков (Q), л/мин	Диаметр впускного патрубка (D _в), м	Скорость циркуляции металла (G), т/мин	Изменение параметра G при различном Q	Площадь взаимодействия расплава с поверхностью нейтрального газа (S _{пуз}), м ²	Изменение параметра S _{пуз} , при различном Q
1	3300	0,80	148,65	1,56	81,05	1,27
2	3200	0,80	144,53	1,52	80,01	1,25
3	3000	0,80	136,27	1,43	77,82	1,22
4	2900	0,80	132,14	1,39	76,66	1,20
5	2800	0,80	128,02	1,35	75,45	1,18
6	2700	0,80	123,89	1,30	74,20	1,16
7	2600	0,80	119,76	1,26	72,90	1,14
8	2500	0,80	115,64	1,22	71,54	1,12
9	2400	0,80	111,51	1,17	70,12	1,10
10	2300	0,80	107,38	1,13	68,65	1,08
11	2200	0,80	103,25	1,09	67,11	1,05
12	2100	0,80	99,13	1,04	65,50	1,03
13	2000	0,80	95,00	1,00	63,81	1,00
14	1900	0,80	90,87	0,96	62,05	0,97
15	1800	0,80	86,74	0,91	60,20	0,94
16	1700	0,80	82,62	0,87	58,26	0,91
17	1600	0,80	78,49	0,83	56,22	0,88

Таблица 5.2 - Изменение скоростей удаления и растворения углерода в циркуляционном вакууматоре

№ п/п	Расход газа, подаваемого во впускной патрубков (Q), л/мин	Диаметр впускного патрубка (D _в), м	$V_{\text{Слов}} \cdot 10^{-4}$, %/мин	$V_{\text{Спуз}} \cdot 10^{-4}$, %/мин	$V_{\text{Сагр}} \cdot 10^{-4}$, %/мин	Изменение интенсивности удаления углерода, %/мин
1	3300	0,80	0,32	1,50	2,35	-0,53
2	3200	0,80	0,32	1,48	2,28	-0,48
3	3000	0,80	0,32	1,44	2,15	-0,39
4	2900	0,80	0,32	1,42	2,09	-0,35
5	2800	0,80	0,32	1,40	2,02	-0,31
6	2700	0,80	0,32	1,38	1,96	-0,26
7	2600	0,80	0,32	1,35	1,89	-0,22
8	2500	0,80	0,32	1,33	1,83	-0,18
9	2400	0,80	0,32	1,30	1,76	-0,14
10	2300	0,80	0,32	1,27	1,70	-0,11
11	2200	0,80	0,32	1,24	1,63	-0,07
12	2100	0,80	0,32	1,21	1,57	-0,03
13	2000	0,80	0,32	1,18	1,50	0,00
14	1900	0,80	0,32	1,15	1,43	0,03
15	1800	0,80	0,32	1,12	1,37	0,06
16	1700	0,80	0,32	1,08	1,30	0,09
17	1600	0,80	0,32	1,04	1,24	0,12

Таблица 5.3 – Рациональные технологические параметры вакуум-камеры, обеспечивающие пониженное содержание углерода в металле

№ п/п	Расход газа, подаваемого во впускной патрубок (Q), л/мин	Диаметр впускного патрубка (Du), м	Количество обработанных плавок, шт.	Скорость циркуляции металла (G), т/мин	Скорость движения металла во впускном патрубке (V_1), м/с	$V_{Спов} \cdot 10^{-4}$ %/мин	$V_{Спуз} \cdot 10^{-4}$ %/мин	$V_{Сагр} \cdot 10^{-4}$ %/мин
1	2	3	4	5	6	7	8	9
1	2000	0,75	0	90,36	0,27	0,317	1,13	1,43
2	1967	0,76	4	90,00	0,27	0,317	1,13	1,42
3	1945	0,77	8	90,00	0,28	0,317	1,14	1,42
4	1922	0,78	12	90,00	0,29	0,317	1,14	1,42
5	1900	0,79	16	90,00	0,29	0,317	1,14	1,42
6	1879	0,8	20	90,00	0,30	0,317	1,14	1,42
7	1858	0,81	24	90,00	0,30	0,317	1,14	1,42
8	1837	0,82	28	90,00	0,31	0,317	1,15	1,42
9	1817	0,83	32	90,00	0,32	0,317	1,15	1,42
10	1798	0,84	36	90,00	0,32	0,317	1,15	1,42
11	1779	0,85	40	90,00	0,33	0,317	1,15	1,42
12	1760	0,86	44	90,00	0,34	0,317	1,15	1,42
13	1741	0,87	48	90,00	0,34	0,317	1,15	1,42

Продолжение таблицы 5.3

1	2	3	4	5	6	7	8	9
14	1723	0,88	52	90,00	0,35	0,317	1,15	1,42
15	1706	0,89	56	90,00	0,36	0,317	1,15	1,42
16	1688	0,9	60	90,00	0,37	0,317	1,15	1,42
17	1671	0,91	64	90,00	0,38	0,317	1,15	1,42
18	1655	0,92	68	90,00	0,39	0,317	1,15	1,42
19	1638	0,93	72	90,00	0,40	0,317	1,15	1,42
20	1622	0,94	76	90,00	0,41	0,317	1,15	1,42
21	1607	0,95	80	90,00	0,42	0,317	1,15	1,42

В таблице 5.3 представлен рациональный расход при различной стойкости данного металлургического агрегата. При данных параметрах общая скорость удаления углерода будет выше на 0,16 %/мин.

Таким образом, определены рациональные параметры обработки стали в циркуляционном вакууматоре, обеспечивающие пониженное остаточное содержание углерода в металле. При этом:

1. Изучены механизмы удаления углерода из расплава при обработке стали в 320-тонном циркуляционном вакууматоре.

2. Предложены технологические параметры обработки стали в 320-тонном циркуляционном вакууматоре, обеспечивающие содержание углерода менее 0,002%.

5.2. Определение основных технологических параметров 160-тонного циркуляционного вакууматора для получения ультранизкого содержания углерода в стали

Для расчетов была использована та же методика, что и для расчетов 320-тонного циркуляционного вакууматора.

По формулам (3.45)–(3.47) рассчитаем изменение содержания углерода в расплаве при удалении его с поверхности металла в вакуум-камере (механизм № 2). Данные представлены на рисунке 5.5.

Используя данные, представленные на рисунке 5.5, и используя формулу (5.1), определим скорость удаления углерода по механизму № 2 в зависимости от времени обработки стали. Полученные данные представим на рисунке 5.6, по которым видно, что механизм удаления углерода в 160-тонном циркуляционном вакууматоре идентичен 320-тонному.

Рассчитаем скорость удаления углерода по механизму № 4 в пузырьки инертного газа, подаваемого во впускной патрубок вакуум-камеры.

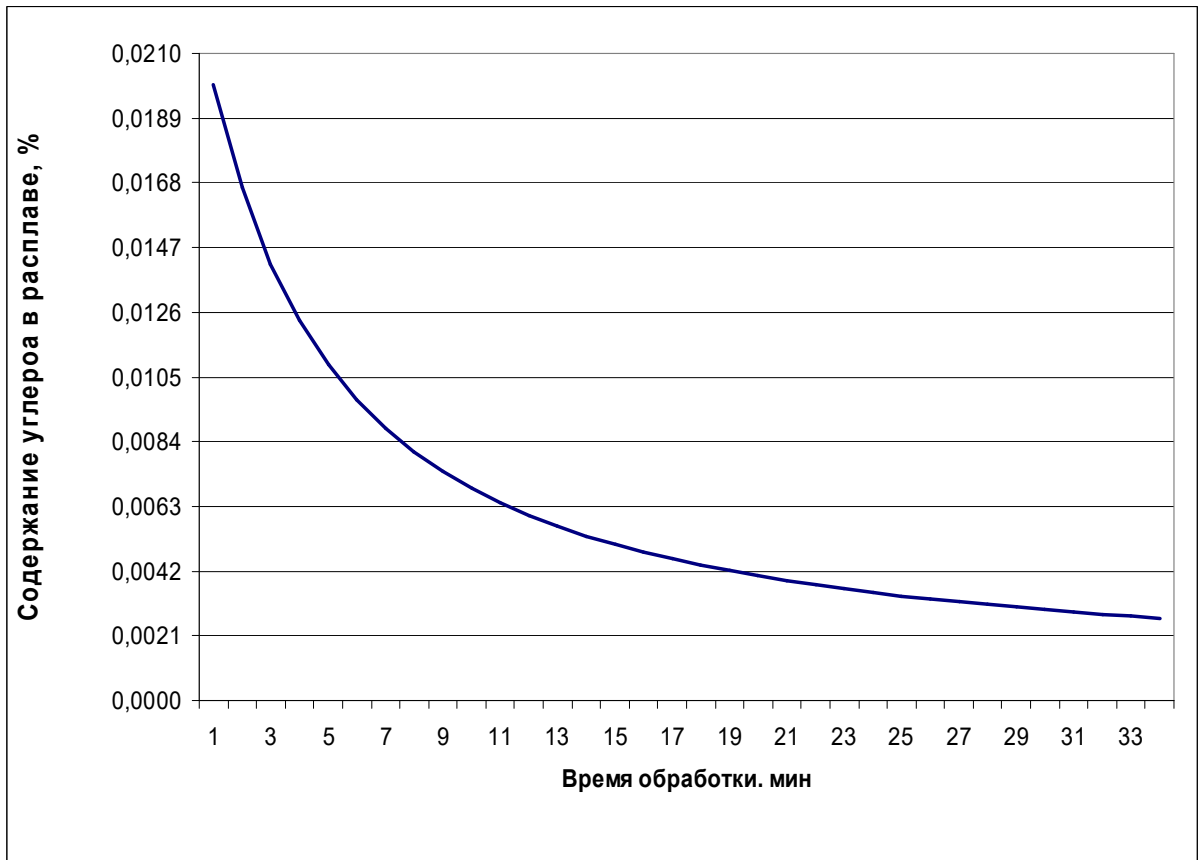


Рисунок 5.5 – Изменение содержания углерода в расплаве во время обработки в 160-тонном циркуляционном вакууматоре с поверхности металла

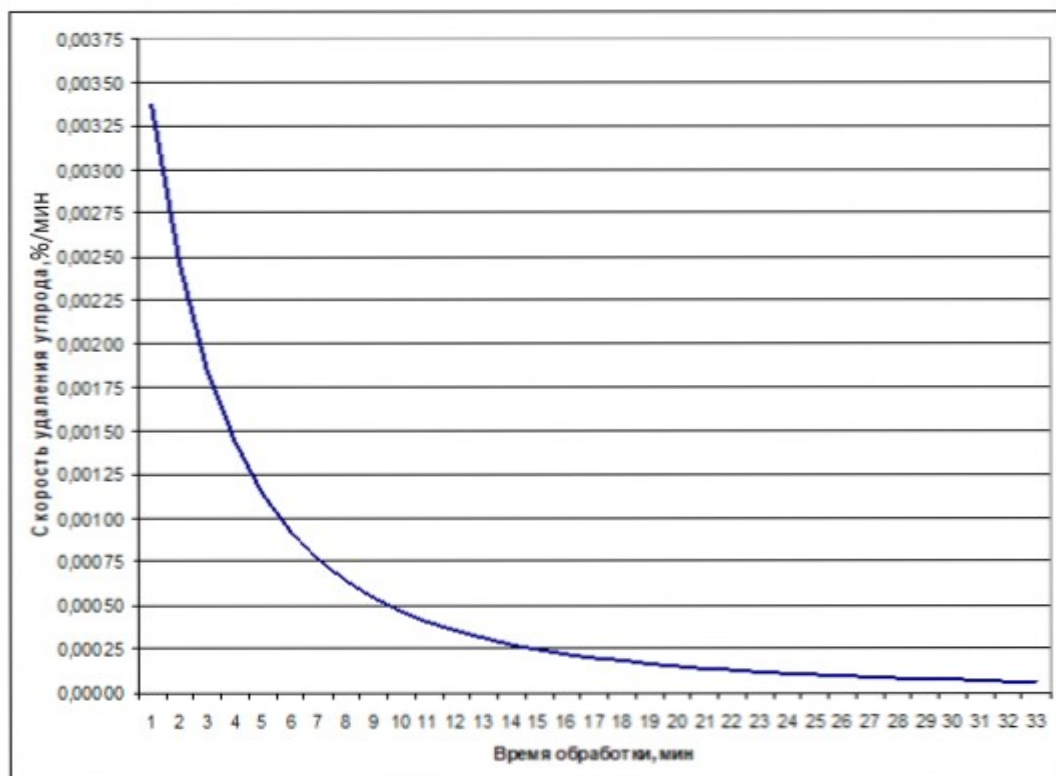


Рисунок 5.6 – Скорость удаления углерода в 160-тонном вакууматоре с поверхности металла

С помощью данных, представленных на рисунке 5.6, рассмотрим процесс удаления углерода из расплава путем образования газа {CO} с последующим его всплытием и удалением газа с поверхности металла. Очевидно, что при значениях углерода менее 0,004–0,005 % его удаление за счет взаимодействия с растворенным кислородом и путем всплытия на поверхность расплава затруднено. Поэтому, несмотря на значительную глубину зарождения пузырьков газа и значительную величину удаления углерода в начале обработки вакуумом, в 160-тонном циркуляционном вакууматоре, как и в 320-тонном, получение ультранизкого содержания углерода (менее 0,002 %) достигается другим путем, а именно по механизму № 4, т.е. за счет взаимодействия с пузырьками вдуваемого газа аргона.

Рассчитаем скорости удаления углерода по данным рисунков 5.5 и 5.6, расчетные показатели представим на рисунке 5.7.

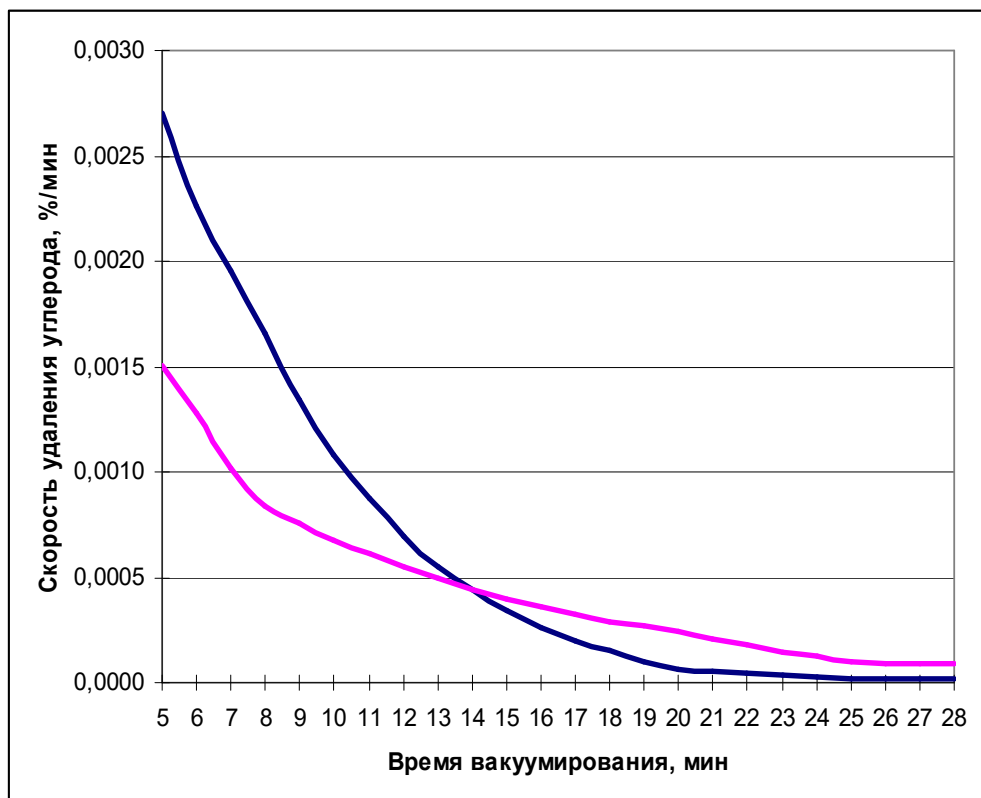


Рисунок 5.7 – Скорости удаления углерода по механизмам № 2 и № 4

Определим скорость растворения углерода из футеровки сталеразливочного ковша. Данный параметр пропорционален площади взаимодействия футеровки с расплавом. Соответственно скорость растворения углерода будет пропорциональна площади взаимодействия расплава с футеровкой сталеразливочного ковша. Если

площадь футеровки 320-тонного сталеразливочного ковша составляет 60 м^2 и скорость растворения $1,5 \cdot 10^{-4} \text{ \%}/\text{мин}$, то для 160-тонного сталеразливочного ковша при площади взаимодействия 44 м^2 скорость растворения составит $1,1 \cdot 10^{-4} \text{ \%}/\text{мин}$.

Расчет скорости поступления и удаления углерода из расплава во время обработки в циркуляционном вакууматоре 160-тонного сталеразливочного ковша, определим общую скорость удаления углерода из расплава. Данные представим на рисунке 5.8.

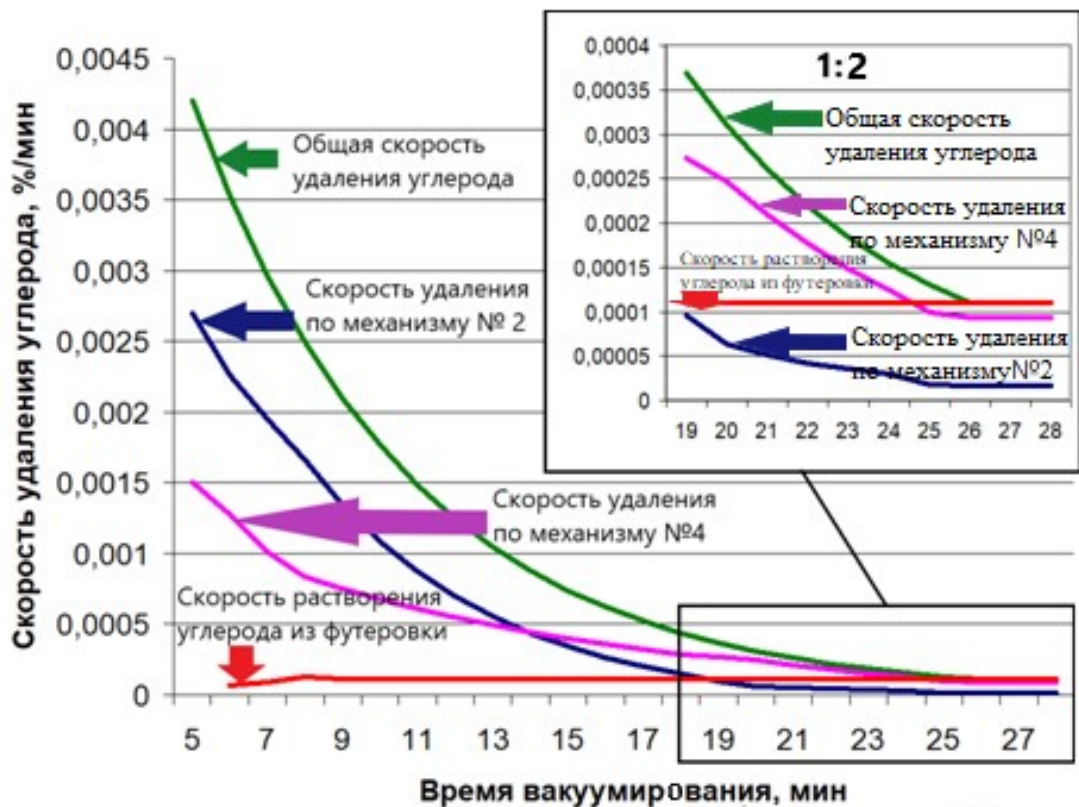


Рисунок 5.8 – Скорости удаления и поступления углерода в расплав, в результате разрушения футеровки сталеразливочного ковша во время обработки в 160-тонном циркуляционном вакууматоре

Определение скоростей удаления углерода, представленных на рисунке 5.8, проведено по следующим рассуждениям:

- удаление углерода по механизму № 2 (с поверхности расплава) рассчитано по формуле (3.46) (данные с рисунка 5.8);
- скорость удаления углерода по механизму № 4 зависит от содержания углерода, и при концентрации углерода менее $0,005 \text{ \%}$ данный механизм становится преобладающим;

– скорость растворения углерода из футеровки сталеразливочного ковша зависит от площади взаимодействия футеровки сталеразливочного ковша с расплавом;

– общую скорость удаления углерода в 160-тонном вакууматоре определим из суммы скоростей удаления углерода за исключением скорости растворения углерода из футеровки сталеразливочного ковша.

На основании данных, представленных на рисунке 5.8, определим скорости удаления углерода при установившемся постоянном режиме и при средних технологических параметрах обработки стали в вакуум-камере циркуляционного вакууматора ($Q, Du, G, S_{\text{пуз}}$), обеспечивающих остаточное содержание углерода в металле менее 0,002 %:

– скорость удаления углерода с поверхности расплава ($V_{\text{Спов}}$) составляет $0,163 \cdot 10^{-4}$ %/мин.;

– скорость удаления углерода в пузырьки нейтрального газа, подаваемого во впускной патрубок вакуум-камеры ($V_{\text{Спуз}}$), составляет $0,937 \cdot 10^{-4}$ %/мин.;

– скорость поступления (растворения) углерода из футеровки сталеплавильного агрегата ($V_{\text{Сагр}}$) составляет $1,10 \cdot 10^{-4}$ %/мин.

Представленные скорости позволяют достигать содержания углерода в расплаве менее 0,002 %. Изменив какой-либо из параметров обработки стали, возможно изменить скорости поступления и удаления углерода из расплава.

Необходимо определить рациональные параметры, обеспечивающие минимальное остаточное содержание углерода в стали.

Данные параметры будут определяться из следующих положений:

1. Параметр массопереноса металла в вакуум-камере (G) влияет как на скорость удаления углерода $V_{\text{Спов}} + V_{\text{Спуз}}$, так и на скорость растворения углерода $V_{\text{Сагр}}$. Увеличение параметра G позволит повысить общую скорость удаления углерода, с другой стороны, значительный массоперенос усилит разрушение футеровки металлургического агрегата, что приведет к увеличению скорости растворения (поступления) углерода в расплаве.

2. Массоперенос металла в вакуум-камере зависит от расхода нейтрального газа Q , при этом необходимо учитывать геометрические размеры впускного патрубка вакуум-камеры, которые ограничены слиянием пузырьков газа в ограниченном объеме.

3. Изменение скорости удаления углерода в пузырьки нейтрального газа $V_{\text{спуз}}$ пропорционально площади поверхности $S_{\text{пуз}}$.

4. Изменение скорости поступления углерода пропорционально массопереносу металла G .

Для определения параметров обработки стали в вакууматорах емкостью 160 т используем формулы (3.6), (4.14) и (4.19). Вначале представим расчетные данные для постоянного диаметра впускного патрубка вакуум-камеры, полученные данные представим в таблице 5.4.

Для определения рациональных параметров воспользуемся данными проведенных опытов по удалению углерода и представленных в таблице 5.4, по которым видно, что, снижая расход газа во впускной патрубок, возможно изменить интенсивность удаления углерода и достичь минимальных, близких к теоретическим значениям удаления углерода.

Дополнительно определим рациональные параметры обработки стали в циркуляционном вакууматоре, обеспечивающие пониженное остаточное содержание углерода в металле за весь период эксплуатации металлургического агрегата при различном износе футеровки впускного патрубка вакуум-камеры, данные представим в таблице 5.5.

В таблице 5.5 в строке № 6 представлены расчетные значения параметров обработки, обеспечивающих среднее содержание углерода в стали менее 0,0018 %.

Верхнее ограничение расхода нейтрального газа, подаваемого во впускной патрубок (2500 л/мин), связано с возможным укрупнением газовых пузырьков вследствие ограниченного объема впускного патрубка. Для исключения укрупнения пузырьков газа, подаваемого во впускной патрубок при увеличении расхода

Таблица 5.4 – Изменение технологических параметров установки циркуляционного вакуумирования

№ п/п	Расход газа подаваемого во впускной патрубков (Q), л/мин	Диаметр впускного патрубка (D _в), м	Скорость циркуляции металла (G), т/мин	Скорость движения металла во впускном патрубке (V ₁), м/с	Площадь взаимодействия расплава с поверхностью нейтрального газа (S _{пуз}), м ²
1	2	3	4	5	6
1	2500	0,55	72,28	0,72	60,30
2	2400	0,55	70,42	0,71	58,86
3	2300	0,55	68,56	0,69	57,38
4	2200	0,55	66,70	0,67	55,84
5	2100	0,55	64,84	0,65	54,25
6	2000	0,55	62,98	0,63	52,60
7	1900	0,55	61,12	0,61	50,89
8	1800	0,55	59,26	0,59	49,12
9	1700	0,55	57,40	0,58	47,27
10	1600	0,55	55,54	0,56	45,36
11	1500	0,55	53,68	0,54	43,37
12	1400	0,55	51,82	0,52	41,30
13	1300	0,55	49,96	0,50	39,15
14	1200	0,55	48,10	0,48	36,90

Продолжение таблицы 5.4

1	2	3	4	5	6
15	1100	0,55	46,24	0,46	34,55
16	1000	0,55	44,37	0,44	32,11
17	900	0,55	42,51	0,43	29,55
18	800	0,55	40,65	0,41	26,87

Таблица 5.5 – Изменение технологических параметров установки циркуляционного вакуумирования

№ п/п	Расход газа, подаваемого во впускной патрубок (Q), л/мин	Диаметр впускного патрубка (Du), м	Скорость циркуляции металла (G), т/мин	Изменение параметра G при различном Q	Площадь взаимодействия расплава с поверхностью нейтрального газа ($S_{\text{пуз}}$), м ²	Изменение параметра $S_{\text{пуз}}$, при различном Q
1	2	3	4	5	6	7
1	2500	0,64	82,44	1,25	67,11	1,23
2	2400	0,63	79,23	1,20	64,75	1,19
3	2300	0,62	76,07	1,15	62,38	1,14
4	2200	0,6	71,93	1,09	59,32	1,09
5	2100	0,59	68,91	1,04	56,94	1,04
6	2000	0,58	65,95	1,00	54,55	1,00

Продолжение таблицы 5.5

1	2	3	4	5	6	7
7	1900	0,57	63,04	0,96	52,14	0,96
8	1800	0,55	59,26	0,90	49,12	0,90
9	1700	0,55	57,40	0,87	47,27	0,87
10	1600	0,55	55,54	0,84	45,36	0,83
11	1500	0,55	53,68	0,81	43,37	0,80
12	1400	0,55	51,82	0,79	41,30	0,76
13	1300	0,55	49,96	0,76	39,15	0,72
14	1200	0,55	48,10	0,73	36,90	0,68
15	1100	0,55	46,24	0,70	34,55	0,63
16	1000	0,55	44,37	0,67	32,11	0,59
17	900	0,55	42,51	0,64	29,55	0,54
18	800	0,55	40,65	0,62	26,87	0,49

газа более 1900 л/мин, для проведения расчетов дополнительно увеличили диаметр впускного патрубка. Нижнее ограничение связано с недостаточностью перемешивания расплава в сталеразливочном ковше и образованием «застойных» зон металла в металлургическом агрегате.

Из данных, представленных в таблице 5.5, видно, что при различном расходе газа будут изменяться скорости удаления и поступления углерода в металле. В соответствии с пунктами 1–4, изложенными в данном разделе, изменятся и скорости удаления и растворения углерода в металле. Значения по расчетному изменению скоростей представим в таблице 5.6.

Из данных, представленных в таблице 5.6, видно, что для 160-тонного циркуляционного вакууматора существует рациональный расход газа, подаваемый во впускной патрубок в зависимости от внутреннего диаметра впускного патрубка. Изменяя данные параметры, возможно повысить интенсивность удаления углерода и достичь минимальных, близких к теоретическим значениям содержания углерода.

5.2.1. Разработка технологии обработки стали в 160-тонном циркуляционном вакууматоре для обеспечения содержания углерода менее 0,002 %

Исходя из теоретических расчетов декарбонизации расплава в вакуум-камере 160-тонного циркуляционного вакууматора, определим рациональные параметры обработки стали в циркуляционном вакууматоре, обеспечивающие пониженное остаточное содержание углерода в металле за весь период эксплуатации металлургического агрегата при различном износе футеровки впускного патрубка вакуум-камеры. В таблице 5.7 представлены рациональные размеры вакуум-камеры при различной стойкости данного металлургического агрегата. При данных параметрах общая скорость удаления углерода будет выше на 0,19 %/мин.

Время вакуумирования в 160-тонном циркуляционном вакууматоре для обеспечения минимальных значений (рис. 5.8) составляет не менее 24 мин. За данный период времени достигается динамическое равновесие по скорости удаления и растворения (из футеровки сталеразливочного ковша) углерода из расплава.

Таблица 5.6 – Изменение скоростей удаления и растворения углерода в циркуляционном вакууматоре

№ п/п	Расход газа, подаваемого во впускной патрубке (Q), л/мин	Диаметр впускного патрубка (D _и), м	$V_{\text{Слов}} \cdot 10^{-4}$, %/мин	$V_{\text{Спуз}} \cdot 10^{-4}$, %/мин	$V_{\text{Сарр}} \cdot 10^{-4}$, %/мин	Изменение интенсивности удаления углерода, %/мин
1	2	3	4	5	6	7
1	2500	0,64	0,163	1,15	1,38	-0,059
2	2400	0,63	0,163	1,11	1,32	-0,046
3	2300	0,62	0,163	1,07	1,27	-0,034
4	2200	0,6	0,163	1,02	1,20	-0,018
5	2100	0,59	0,163	0,98	1,15	-0,008
6	2000	0,58	0,163	0,94	1,10	0,000
7	1900	0,57	0,163	0,90	1,05	0,007
8	1800	0,55	0,163	0,84	0,99	0,018
9	1700	0,55	0,163	0,81	0,96	0,018
10	1600	0,55	0,163	0,78	0,93	0,016
11	1500	0,55	0,163	0,75	0,90	0,013
12	1400	0,55	0,163	0,71	0,86	0,008
13	1300	0,55	0,163	0,67	0,83	0,002

Продолжение таблицы 5.6

1	2	3	4	5	6	7
14	1200	0,55	0,163	0,63	0,80	-0,005
15	1100	0,55	0,163	0,59	0,77	-0,015
16	1000	0,55	0,163	0,55	0,74	-0,026
17	900	0,55	0,163	0,51	0,71	-0,039
18	800	0,55	0,163	0,46	0,68	-0,053

Таблица 5.7 - Рациональные технологические параметры вакуум-камеры, обеспечивающие пониженное содержание углерода в металле

№ п/п	Расход газа, подаваемого во впускной патрубке (Q), л/мин	Диаметр впускного патрубка (Du), м	Количество обработанных плавок, шт.	Скорость циркуляции металла (G), т/мин	Скорость движения металла во впускном патрубке (V_1), м/с	$V_{\text{Спов}} \cdot 10^{-4}$, %/мин	$V_{\text{Спуз}} \cdot 10^{-4}$, %/мин	$V_{\text{Сарр}} \cdot 10^{-4}$, %/мин	Изменение интенсивности удаления углерода, %/мин
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
1	1000,0	0,42	0	35,12	0,60	0,163	0,46	0,59	0,042
2	1100,0	0,43	4	37,37	0,61	0,163	0,51	0,62	0,046
3	1150,0	0,44	8	38,92	0,61	0,163	0,53	0,65	0,046
4	1200,0	0,45	12	40,50	0,60	0,163	0,56	0,68	0,045

Продолжение таблицы 5.7

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
5	1250,0	0,46	16	42,11	0,60	0,163	0,58	0,70	0,043
6	1300,0	0,47	20	43,75	0,60	0,163	0,61	0,73	0,042
7	1350,0	0,48	24	45,41	0,59	0,163	0,64	0,76	0,042
8	1400,0	0,49	28	47,11	0,59	0,163	0,66	0,79	0,040
9	1500,0	0,50	32	49,69	0,60	0,163	0,70	0,83	0,039
10	1550,0	0,51	36	51,46	0,59	0,163	0,73	0,86	0,035
11	1600,0	0,52	40	53,25	0,59	0,163	0,76	0,89	0,032
12	1650,0	0,53	44	55,08	0,58	0,163	0,78	0,92	0,028
13	1700,0	0,54	48	56,93	0,58	0,163	0,81	0,95	0,023
14	1800,0	0,56	52	59,75	0,59	0,163	0,85	1,00	0,018
15	1800,0	0,57	56	60,72	0,58	0,163	0,86	1,01	0,013
16	1800,0	0,58	60	61,68	0,56	0,163	0,87	1,03	0,007
17	1800,0	0,59	64	62,65	0,55	0,163	0,88	1,04	0,001
18	1800,0	0,60	68	63,61	0,54	0,163	0,89	1,06	-0,004
19	1800,0	0,61	72	64,57	0,53	0,163	0,90	1,08	-0,010
20	1800,0	0,62	76	65,53	0,52	0,163	0,91	1,09	-0,016
21	1800,0	0,63	80	66,49	0,51	0,163	0,92	1,11	-0,023

Продолжение таблицы 5.7

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
22	1800,0	0,64	84	67,44	0,50	0,163	0,93	1,12	-0,029
23	1800,0	0,65	88	68,39	0,49	0,163	0,94	1,14	-0,035
24	1800,0	0,66	92	69,35	0,48	0,163	0,95	1,16	-0,042
25	1800,0	0,67	96	70,29	0,48	0,163	0,96	1,17	-0,048
26	1800,0	0,68	100	71,24	0,47	0,163	0,97	1,19	-0,055

Основное отличие от обработки стали в 320-тонном циркуляционном вакууматоре – это отсутствие периодов с измененной подачей транспортирующего газа во впускной патрубок. Отсутствие периодов связано с ограничением конструктивных параметров, а именно внутреннего диаметра впускного патрубка. При изменении данного параметра необходимо регулировать подачу нейтрального газа во впускной патрубок для исключения слияния пузырьков газа и снижения эффективности декарбонизации вследствие изменения скорости удаления углерода по механизму № 4.

Необходимо отметить, что при увеличении внутреннего диаметра впускного патрубка 160-тонного вакууматора до значений более 0,6 м эффективность декарбонизации снижается.

5.3. Промышленные испытания удаления углерода из расплава в 160-тонном циркуляционном вакууматоре

Известно, что для получения ультранизкого содержания углерода в металле (менее 0,002 %) расплав необходимо обрабатывать в вакууме. Тогда реакция взаимодействия кислорода с углеродом, растворенных в металле, будет интенсифицироваться и создастся возможность получения требуемого содержания углерода в стали.

Получение ультранизкого содержания углерода в стали на промышленных площадках достигается технологической цепочкой конвертер – циркуляционный вакууматор, т.е. после слива расплава из конвертера его обрабатывают в агрегате РН. При этом удаление углерода идет по следующим путям (рис. 5.9).

1. На начальном этапе обработки стали в вакуум-камере, когда содержание углерода находится в пределах 0,2–0,1 %, его удаление осуществляется за счет образования пузырей газа {CO} в глубине расплава и их дальнейшего всплытия. По мере снижения концентрации углерода в металле до значений менее 0,004–0,005 % глубина зарождения пузырьков газа становится незначительной, поэтому по данному пути удаление углерода затруднено.

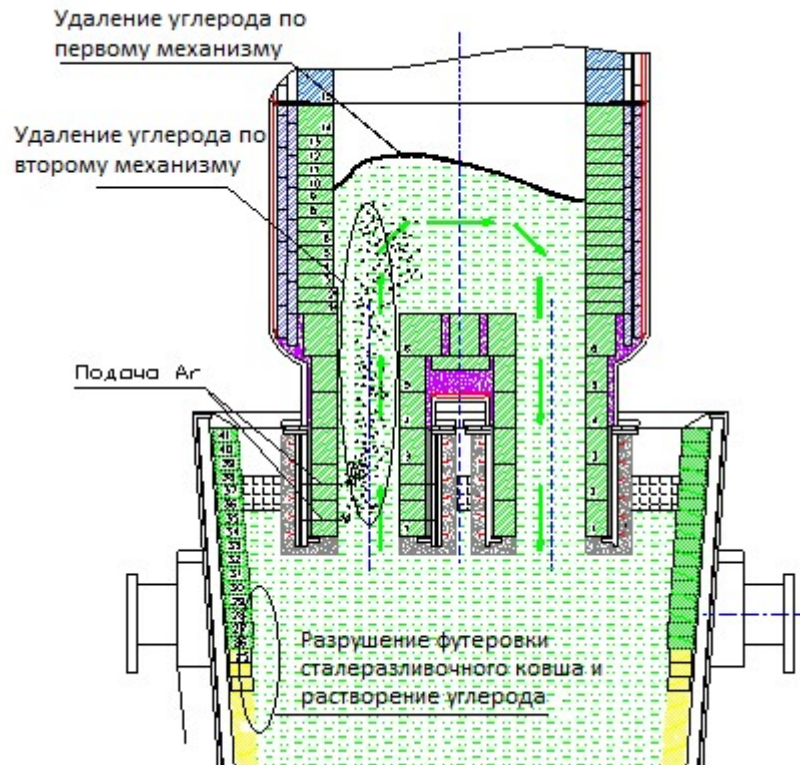


Рисунок 5.9 – Пути удаления и поступления углерода во время обработки расплава в циркуляционном вакууматоре

2. Второй путь – это образование пузырей газа {CO} на границе нейтрального газа, подаваемого во впускной патрубков вакуум-камеры. Данный путь удаления углерода зависит от суммарной площади контакта всех пузырьков газа, вдуваемого во впускной патрубков вакуум-камеры.

Дополнительно при рассмотрении вопроса удаления углерода из стали, необходимо оценить влияние футеровки сталеразливочного ковша, выполняемой из огнеупорных изделий, содержащих углерод. Во время обработки стали футеровка сталеразливочного ковша разрушается и углерод попадает в сталь, т.е. происходит процесс насыщения металла углеродом. Скорость поступления углерода из футеровки будет зависеть от скорости разрушения огнеупорных изделий, которая, в свою очередь, зависит от интенсивности перемешивания расплава в металлургическом агрегате.

Таким образом, при рассмотрении вопроса удаления углерода в циркуляционном вакууматоре необходим комплексный подход, учитывающий не только пу-

ти удаления углерода из расплава, но и пути его растворения в стали при разрушении футеровки сталеразливочного ковша (рис. 5.10).

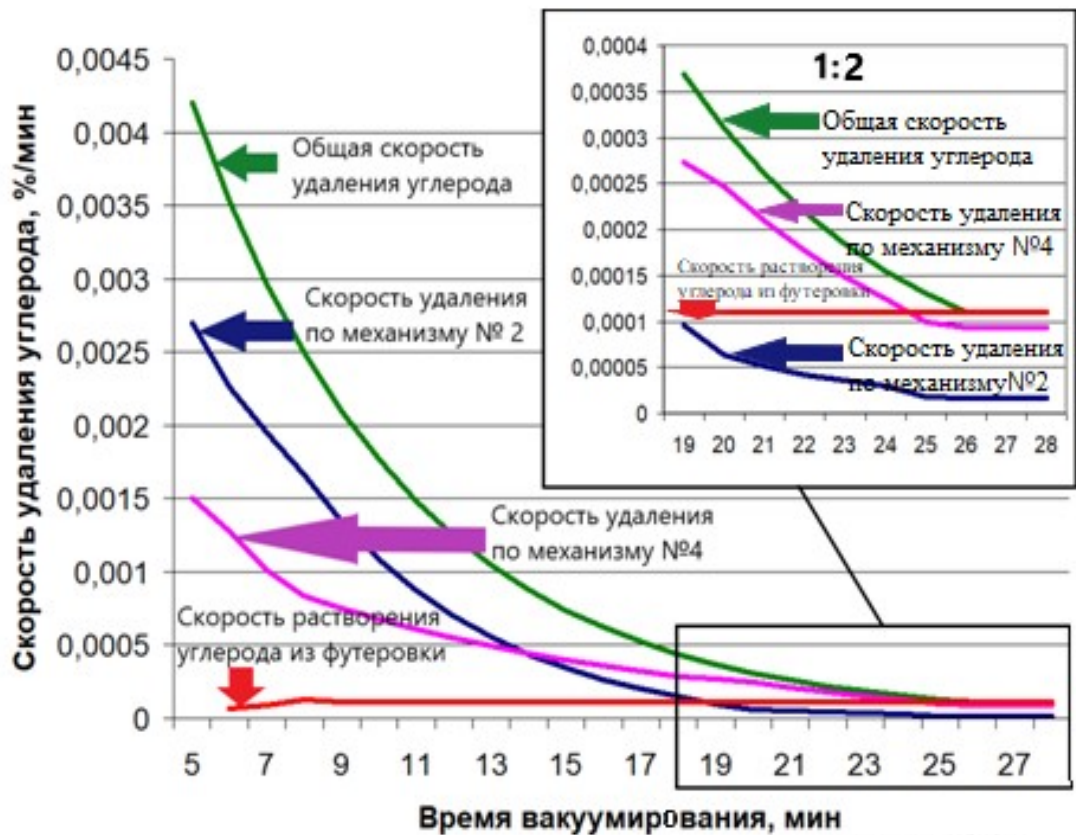


Рисунок 5.10 – Скорость удаления и растворения углерода в металле во время обработки в циркуляционном вакууматоре

По литературным данным и теоретическим расчетам были определены скорости удаления углерода, а также его растворения из футеровки сталеразливочного ковша в металл.

На основании данных, представленных на рисунке 5.10, были определены скорости удаления углерода при установившемся постоянном режиме и при средних технологических параметрах обработки стали в вакуум-камере циркуляционного вакууматора (Q – расход нейтрального газа, $D_{\text{вн}}$ – внутренний диаметр впускного патрубка, G – массоперенос металла, $S_{\text{пуз}}$ – площадь контакта пузырьков газа Ar с металлом), обеспечивающих остаточное содержание углерода в металле менее 0,002 %:

– скорость удаления углерода с поверхности расплава ($V_{\text{Спов}}$) составляет $0,16 \cdot 10^{-4}$ %/мин.;

- скорость удаления углерода в пузырьки нейтрального газа, подаваемого во впускной патрубок вакуум-камеры ($V_{\text{Спуз}}$), составляет $0,94 \cdot 10^{-4}$ %/мин.;
- скорость поступления (растворения) углерода из футеровки сталеплавильного агрегата ($V_{\text{Сагр}}$) составляет $1,1 \cdot 10^{-4}$ %/мин.

Представленные скорости позволяют достигать содержания углерода в расплаве менее 0,002 %, изменив какой-либо из параметров обработки стали (Q , D_u , G , $S_{\text{пуз}}$), возможно рассчитать наибольшую скорость удаления углерода из расплава.

Необходимо определить рациональные параметры, обеспечивающие минимальное остаточное содержание углерода в стали. Данные параметры будут определяться из следующих положений:

1. Параметр массопереноса металла в вакуум-камере (G) влияет как на скорость удаления углерода $V_{\text{Спов}} + V_{\text{Спуз}}$, так и на скорость растворения углерода $V_{\text{Сагр}}$. Увеличение параметра G позволит повысить общую скорость удаления углерода, с другой стороны, значительный массоперенос усилит разрушение футеровки металлургического агрегата, что приведет к увеличению скорости растворения (поступления) углерода в расплав.

2. Массоперенос металла в вакуум-камере зависит от расхода нейтрального газа Q . При этом необходимо учитывать геометрические размеры впускного патрубка вакуум-камеры, которые ограничены слиянием пузырьков газа в ограниченном объеме.

3. Изменение скорости удаления углерода в пузырьки нейтрального газа $V_{\text{Спуз}}$ пропорционально площади поверхности $S_{\text{пуз}}$.

4. Изменение скорости поступления углерода пропорционально массопереносу металла G .

Для проверки адекватности представленной модели было проведено сравнение теоретических положений с практическими результатами, полученных на циркуляционном вакууматоре № 2. Данные по опытным плавкам представлены в таблице 5.8, а расчетные показатели – в таблице 5.9.

Таблица 5.8 – Показатели опытных плавков

№ п/п	Стойкость, пл.	Общее время обработки, мин	Расход газа, подаваемого во впускной патрубков (Q), л/мин	Диаметр впускного патрубка (D _в), м	Содержание [C], первая проба RH	Содержание [C], последняя проба RH
1	4	85	2000	0,56	0,032	0,0018
2	22	288	2000	0,59	0,041	0,0051
3	44	600	2000	0,64	0,046	0,0060
4	45	630	2000	0,64	0,047	0,0057
5	110	1370	2000	0,77	0,032	0,0065

Таблица 5.9 – Расчетные показатели опытных плавов с теоретическими показателями

№ п/п	Тип плавов	Расход газа, подаваемого во впускной патрубке (Q), л/мин	Диаметр впускного патрубка (D _и), м	Количество обработанных плавов, шт.	Скорость циркуляции металла (G), т/мин	Скорость движения металла во впускном патрубке (V ₁), м/с	V _{Спов} · 10 ⁻⁴ , %/мин	V _{Спуз} · 10 ⁻⁴ , %/мин	V _{Сагр} · 10 ⁻⁴ , %/мин	Изменение интенсивности удаления углерода, %/мин
1	Опытные	2000,0	0,56	4	63,97	0,62	0,163	0,91	1,07	0,011
2		2000,0	0,59	22	66,94	0,58	0,163	0,95	1,12	-0,006
3		2000,0	0,64	44	71,83	0,53	0,163	1,00	1,20	-0,035
4		2000,0	0,64	45	71,83	0,53	0,163	1,00	1,20	-0,035
5		2000,0	0,77	110	84,34	0,43	0,163	1,12	1,41	-0,123
6	Теоретическая, наилучшие показатели	1100,0	0,43	–	37,34	0,61	0,163	0,51	0,62	0,046
7	Сравнительная	2000,0	0,58	–	65,95	0,59	1,1	1,85	2,40	0,000

Сопоставим скорости удаления углерода, представленные на рисунке 5.10, с практическими данными, полученными во время проведения испытаний. Данные представлены на рисунке 5.11.

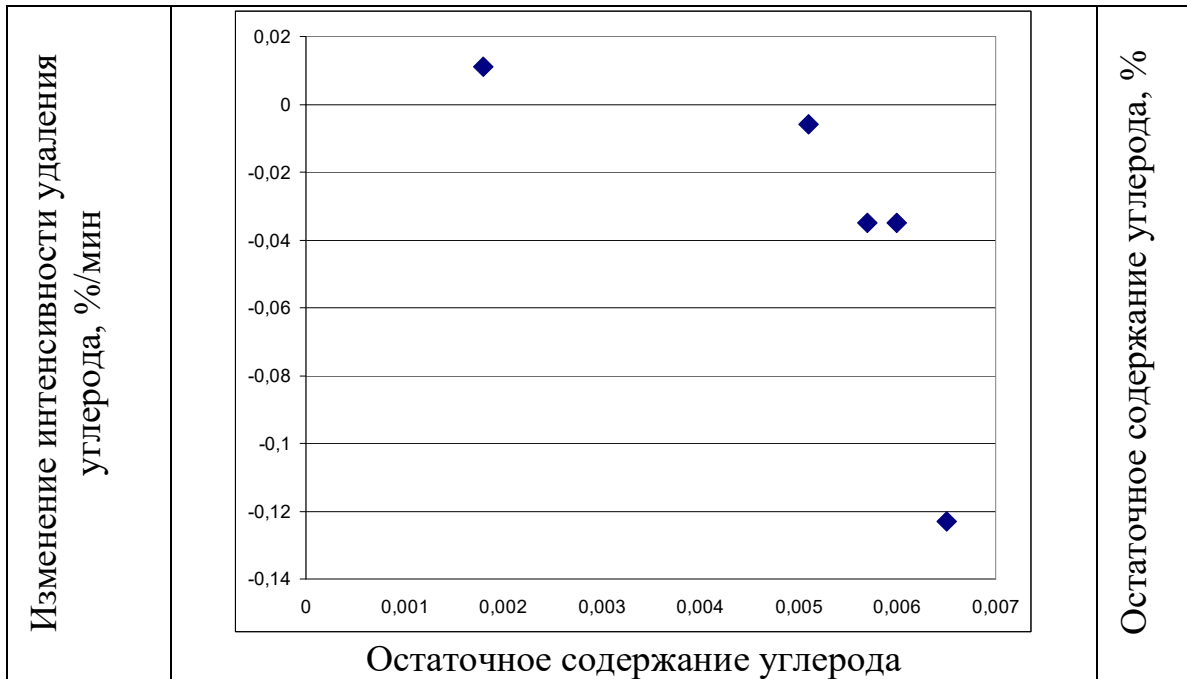


Рисунок 5.11 – Сравнение расчетных и полученных на реальных плавках скоростей удаления углерода

Сравним остаточное содержание углерода опытных плавков (табл. 5.8) с теоретическими расчетами изменения интенсивности удаления углерода (табл. 5.9). Данные представим на рисунке 5.12.

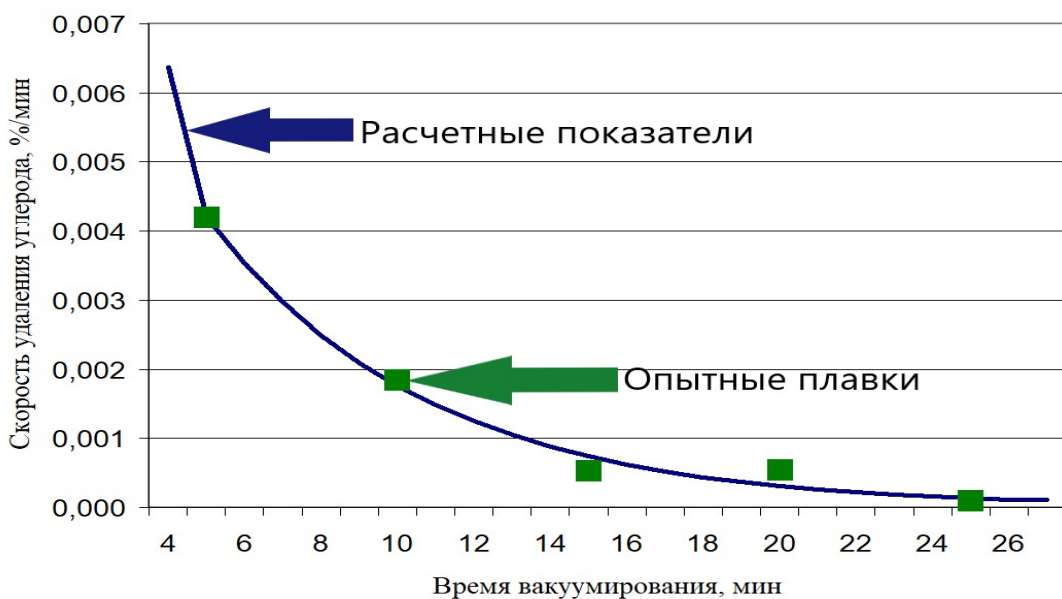


Рисунок 5.12 – Сопоставление интенсивности удаления углерода с остаточным содержанием данного элемента в расплаве после вакуумирования

Из данных, представленных на рисунке 5.12, видно, что интенсивность удаления углерода обратно пропорциональна остаточному содержанию углерода в расплаве. При увеличении интенсивности удаления углерода остаточное содержание данного элемента снижается.

На основании сравнения теоретических расчетов и практических показателей были разработаны рекомендации по удалению углерода из расплава до значений менее 0,002 %. В зависимости от износа футеровки впускного патрубка необходимо вносить изменения в технологические параметры обработки металла в циркуляционном вакууматоре путем изменения расхода газа, подаваемого во впускной патрубок. Расчетные данные представлены в таблице 5.10.

Таблица 5.10 - Рациональные технологические параметры вакуум-камеры, обеспечивающие пониженное содержание углерода в металле

№ п/п	Расход газа, подаваемого во впускной патрубок (Q), л/мин	Диаметр впускного патрубка (Du), м	Количество обработанных плавок, шт.	Скорость циркуляции металла (G), т/мин	Скорость движения металла во впускном патрубке (V_1), м/с	Изменение интенсивности удаления углерода, %/мин
1	1000,0	0,42	0	35,12	0,60	0,189
2	1350,0	0,48	24	45,41	0,59	0,150
3	1550,0	0,54	48	54,16	0,55	0,075
4	1550,0	0,61	72	59,50	0,49	-0,012
5	1500,0	0,67	96	63,67	0,43	-0,106
6	1500,0	0,68	100	64,53	0,42	-0,122

Необходимо отметить, что теоретические расчеты были подтверждены на незначительном количестве плавок (5 шт.), поэтому для получения более основательных результатов необходимо провести испытания на более представительном количестве плавок. Для дальнейшего проведения опытных работ необходимо провести модернизацию оборудования на циркуляционном вакууматоре № 2 в конвертерном цехе № 1 АО ЕВРАЗ НТМК.

Таким образом, теоретические расчеты подтверждаются на практических плавках. Дополнительно по теоретическим расчетам определены рациональные технологические конструкционные параметры вакуум-камеры. Для достижения минимального остаточного содержания углерода необходимо уменьшить внутренний диаметр впускного патрубка до значений 0,43–0,46 м. При этом расход аргона должен составлять 1100 л/мин. Однако в процессе эксплуатации футеровка вакуум-камеры изнашивается, что приводит к увеличению внутреннего диаметра (D_{in}). Это необходимо учитывать для достижения минимальных значений по остаточному содержанию углерода в расплаве (табл. 5.10). Для дальнейшего проведения опытных работ необходимо провести модернизацию оборудования на циркуляционном вакууматоре № 2 в конвертерном цехе № 1 АО ЕВРАЗ НТМК.

Акт промышленных испытаний представлен в Приложении К.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

На основе проведенных исследований были получены новые теоретические результаты в области металлургии, которые внедрены на производственные предприятия России.

1. Уточнены границы перехода шлака из гетерогенного в гомогенное состояние для химического состава $\text{CaO-SiO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3\text{-MgO-(FeO + MnO < 1,5)}$ при разных температурах в соответствии с параметром насыщения по CaO и MgO .

2. Впервые предложена зависимость сульфидной емкости от температуры и параметра показателя основности (Λ^*) (в многокомпонентной системе $\text{CaO-SiO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3\text{-MgO-(FeO+MnO < 1,5)}$), учитывающая влияние оксидов, проявляющих основные, кислотные свойства и влияние амфотерного оксида Al_2O_3 и различными условиями раскисления расплава.

$$LgCs = 14,3 \cdot \Lambda^* - 7,01 - \frac{99081}{T}$$

Для гетерогенных шлаков и раскислением расплава алюминием (средний расход 2,5 кг/тонну стали показатель основности определяется:

$$\Lambda_{\text{Гетеро Al}}^* = \sum_{i=1}^n (\Lambda_i^* \cdot X_i)_{\text{ОСН}} - \sum_{i=1}^n (\Lambda_i^* \cdot X_i)_{\text{КИС}} + (-0,0375 \cdot (\text{Al}_2\text{O}_3) + 1,7792) \cdot X_{\text{Al}_2\text{O}_3}$$

Для гетерогенных шлаков и раскислением расплава $\text{CaC}_2 + \text{Al}$, (средний расход карбида кальция 0,78 и алюминия 0,85 кг/т стали) параметр основности определяется:

$$\Lambda_{\text{Гетеро CaC}_2+\text{Al}}^* = \sum_{i=1}^n (\Lambda_i^* \cdot X_i)_{\text{ОСН}} - \sum_{i=1}^n (\Lambda_i^* \cdot X_i)_{\text{КИС}} + (-0,0666 \cdot (\text{Al}_2\text{O}_3) + 1,9387) \cdot X_{\text{Al}_2\text{O}_3}$$

и для гомогенных шлаков и раскислением расплава алюминием (средний расход 2,5 кг/тонну стали) параметр основности определяется:

$$\Lambda_{\text{Гомо Al}}^* = \sum_{i=1}^n (\Lambda_i^* \cdot X_i)_{\text{ОСН}} - \sum_{i=1}^n (\Lambda_i^* \cdot X_i)_{\text{КИС}} + (-0,0505 \cdot (\text{Al}_2\text{O}_3) + 2,2409) \cdot X_{\text{Al}_2\text{O}_3},$$

Для гомогенных шлаков и раскислением расплава $\text{CaC}_2 + \text{Al}$, (средний расход карбида кальция 0,78 и алюминия 0,85 кг/т стали) параметр основности определяется:

$$\Lambda_{\text{ГомоCaC}_2+\text{Al}}^* = \sum_{i=1}^n (\Lambda_i^* \cdot X_i)_{\text{ОСН}} - \sum_{i=1}^n (\Lambda_i^* \cdot X_i)_{\text{КИС}} + (-0,0598(\text{Al}_2\text{O}_3) + 2,149) \cdot X_{\text{Al}_2\text{O}_3}$$

где, Λ_i^* – коэффициент взаимодействия оксида, связанный с электроотрицательностью элементов по Полингу («коэффициент взаимодействия»);

X_i – мольная доля оксида, присутствующего в расплаве («мольная доля»);

$\sum_{i=1}^n (\Lambda_i^* \cdot X_i)_{\text{ОСН}}$ – сумма произведений «коэффициента взаимодействия» с

«мольной долей» основных оксидов, учитывающая наличие «свободных» анионов кислорода;

$\sum_{i=1}^n (\Lambda_i^* \cdot X_i)_{\text{КИС}}$ – сумма произведений «коэффициента взаимодействия» с

«мольной долей» кислотных оксидов, учитывающая поглощение «свободных» анионов кислорода;

$Y_{\text{Al}_2\text{O}_3}$ – коэффициент, учитывающий взаимодействие ионов алюминия со «свободными» анионами кислорода, показывающий влияние Al_2O_3 на десульфуризирующие свойства шлаков в зависимости от химического состава («коэффициент взаимодействия»);

$X_{\text{Al}_2\text{O}_3}$ – мольная доля оксида алюминия в шлаке.

Показано, что коэффициент взаимодействия оксида алюминия изменяется в зависимости от состава и типа шлака (гомогенный/гетерогенный). В жидких оксидных расплавах коэффициент взаимодействия оксида алюминия выше, чем в расплавах содержащих нерастворенные частицы.

3. Показано, что для уменьшения взаимодействия оксидного расплава на магнезиальные огнеупорные изделия металлургических агрегатов нужно повышать концентрацию в нем оксида магния до предела насыщенности, но не более, т.к. избыток оксида магния выделится в виде твердых частиц с гетерогенизацией системы, что неблагоприятно скажется на рафинирующих свойствах

оксидной системы. Определены пределы насыщения оксидного расплава по оксиду магния с учетом концентрации оксидов кальция, кремния, алюминия, при этом концентрация оксидов железа и марганца не превышает 1,5 %. Увеличенная концентрация оксида алюминия в жидкой фазе оксидного расплава снижает предел насыщенности по оксиду магния, что приводит к уменьшению взаимодействия шлака с магнезиальными огнеупорными изделиями. Выявлены условия выделения шпинели в защитном гарнисаже. Необходимо повышать содержание в шлаке MgO до значений 7,5–8,0 % и Al₂O₃ более 15 %.

4. Определен химический состав шлака, обладающего максимальными рафинировочными свойствами и не агрессивного по отношению к футеровке сталеплавильного агрегата (CaO – 50,4 %; Al₂O₃ – 27,2 %; SiO₂ – 12,1%; MgO – 9,3 %; FeO+MnO < 1,5 %). Полученные знания позволяют точно прогнозировать остаточное содержание серы в металле после обработки в АКЭС и необходимое количество материалов для формирования шлака.

5. В результате промышленных испытаний был определен состав шлака, обладающий рациональными рафинировочными свойствами для групп марок сталей без использования CaF₂: CaO – 53,0 ± 0,5 %; Al₂O₃ – 20,0 ± 0,5 %; SiO₂ – 18,0 ± 0,5 %; MgO – 8,0 ± 0,5 %; (FeO + MnO) < 1,5 %. Формирование высокоосновного, жидкоподвижного шлака позволило снизить расход шлакообразующих материалов, отдаваемых в сталеразливочный ковш. В период проведения испытаний (август–октябрь 2022 года) расход шлакообразующих материалов был снижен на 7,5 % (с 8,0 до 7,4 кг/т стали). Экономический эффект, при средней стоимости шлакообразующих материалов 7,2 руб/кг составил 15,1 млн. руб. Полученные результаты подтверждены Актом промышленного внедрения.

6. Показаны основные механизмы удаления газов и примесей, образующих газообразные продукты раскисления в циркуляционном вакууматоре, а именно из глубины расплава в вакуум-камере и в пузырьки нейтрального газа, подаваемого во впускной патрубок.

7. Впервые определено, что в циркуляционном вакууматоре основной механизм удаления водорода и углерода (при содержании углерода менее 0,003–

0,006 %) является площадь контакта пузырьков нейтрального газа ($S_{\text{пуз}}$), подаваемого во впускной патрубок, с расплавом металла.

8. С помощью созданной физической модели циркуляционного вакууматора выявлены взаимозависимости параметров: скорости массопереноса металла (G), объема, подаваемого во впускной патрубок нейтрального газа (Q) и внутреннего диаметра впускного патрубка (D_U), которые можно представить в виде формул – для циркуляционных вакууматоров объемом обработки стали в интервале от 140 до 180 тонн:

$$G = \frac{0,0209 \cdot Q + 28,944}{0,6686 \cdot D_U^{-0,8678}} \text{ т/мин,}$$

и интервале от 300 до 370 тонн:

$$G = \frac{0,04 \cdot Q + 12,7}{0,815 \cdot D_U^{-0,7764}} \text{ т/мин.}$$

9. На основании проведенных исследований разработана рациональная конструкция впускного патрубка. Опытные вакуум-камеры с рекомендованными размерами футеровки показали повышение средней стойкости футеровки на 27 % (с 116,09 до 147,57 плавок). На данную конструкцию погружного патрубка получен патент РФ № 27366127.

10. Впервые показано, что технология декарбонизации металла в циркуляционных вакууматорах обработки расплава в сталеразливочных ковшах массой металла 140-180 тонн отличается от технологии декарбонизации в циркуляционных вакууматорах обработки расплава в сталеразливочных ковшах массой металла 300-370 тонн. Если для 140-180 тонного циркуляционного вакууматора по мере износа внутренней футеровки впускного патрубка необходимо увеличивать расход нейтрального газа, подаваемого во впускной патрубок, то для 300-370 тонного (и более), наоборот, необходимо уменьшать расход нейтрального газа.

11. По теоретическим расчетам определены рациональные технологические конструкционные параметры 160-тонного циркуляционного вакууматора. Для достижения минимального остаточного содержания углерода необходимо

обеспечить внутренний диаметр впускного патрубка в диапазоне от 0,43 до 0,46 м. При этом расход аргона должен составлять 1100 л/мин. Однако в процессе эксплуатации футеровка вакуум-камеры изнашивается, что приводит к увеличению внутреннего диаметра (D_{in}). Это необходимо учитывать для достижения минимальных значений по остаточному содержанию углерода в расплаве. Полученные теоретические показатели были подтверждены на промышленных плавках и представлены в Акте испытаний.

Рекомендации, перспективы дальнейшей разработки темы

В представленной научной работе решены вопросы по развитию технологических основ ковшевой обработки расплава. Применен комплексный подход, как к определению рационального состава ковшевого шлака, обладающего наилучшими десульфуризирующими свойствами и минимальным агрессивным воздействием на футеровку агрегатов АКЭС, так и определению рациональных технологических параметров вакуумирования стали в циркуляционном вакууматоре, направленных на выявление основных механизмов дегазации и разработке рациональной конструкции одного из элементов вакуум – камеры. Полученные научные знания позволили развить основы комплексной ковшевой обработки расплава, снизить расход шлакообразующих и огнеупорных материалов и улучшить технологические параметры циркуляционного вакууматора.

Необходимо дальнейшее внедрение разработанных методик на металлургические предприятия России, а также их совершенствование, которое позволит более точно измерять технологические параметры КЭС.

Дальнейшие научные исследования будут заключаться в определении влияния оксида титана, оксида железа, а также других амфотерных оксидов на рафинирующие свойства металлургических шлаков.

На основании выполненных исследований и теоретических расчетов разработать рациональную конструкцию не одного элемента вакуум-камеры, а полностью всю конструкцию с учетом дополнительных узлов.

Изучить рациональное содержание углерода и кислорода в жидкой стали, с целью достижения минимальной концентрации углерода после вакуумной обработки расплава.

СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Бигеев, А. М. *Металлургия стали. Теория и технология плавки стали [Текст] : учебник для вузов / А. М. Бигеев, В. А. Бигеев. – 3-е изд., перераб. и доп. – Магнитогорск : МГТУ, 2000. – 544.*
2. Теворте, Р. *Традиционная внепечная металлургия / Р. Теворте, Т. Эйхерт, У. Шеффер // ОАО «Черметинформация». Новости черной металлургии за рубежом. – 2003. – № 3. – С. 51–52.*
3. Teworte, R. / *Traditional brands live on in the field of secondary metallurgy // R. Teworte, T. Eichert, U. Scheafer // Metallurgical plant and technology. – 2002. – № 3. – P. 51–52.*
4. Харламов, Д. А. *Исследование процессов нагрева металла при внепечной обработке в агрегате печь-ковш / Д. А. Харламов, Э. Э. Меркер, А. И. Булгаков // Известия высших учебных заведений ЧМ. – 2002. – № 3. – С. 26–28.*
5. Кабаков, З. К. *Роль шлака при охлаждении металла в сталеразливочном ковше / З. К. Кабаков, М. А. Пахолкова // Известия высших учебных заведений ЧМ. – 2013. – № 4. – С. 18–21.*
6. Харлашин, П. С. *Исследования факторов, влияющих на теплообмен при инъекционной подаче порошков в сталеразливочный ковш с расплавом / П. С. Харлашин, Т. М. Чаудри, Е. В. Протопопов // Известия высших учебных заведений ЧМ. – 2008. – № 2. С. 27–30.*
7. Ботников, С. А. *Разработка модели прогнозирования температуры металла в сталеразливочном и промежуточном ковше в литейно-прокатном комплексе / С. А. Ботников, О. С. Хлыбов, А. Н. Костычев // Металлург. – 2019. – № 8. – С. 27–35.*
8. Ботников, С. А. *Разработка модели прогнозирования температуры металла в сталеразливочном и промежуточном ковше в литейно-прокатном комплексе / С. А. Ботников, О. С. Хлыбов, А. Н. Костычев // Сталь. – 2019. – № 10. – С. 7–12.*
9. Лу, В. *Модель прогнозирования температуры стали в установке ковш-печь на основе частично линейной регуляризованной нейронной сети в разреженном представлении / В. Лу, З. Мао, Р. Юаней // ОАО «Черметинформация». Новости черной металлургии за рубежом. – 2012. – № 6. – С. 51–53.*

10. Lu, W. Ladle steel temperature prediction model based on partial linear regularization networks with sparse representation / W. Lu, Z. Mao, P. Yuan // *Steel Research International*. – 2012. – Vol. 83. – № 3. – P. 288–295.
11. Фенг, К. Прогнозирование методом CDR-BBN конечной температуры жидкой стали при обработке на установке ковш-печь / К. Фенг, Д. Ли, А. Сюй [и др.] // «Черметинформация». Новости черной металлургии за рубежом. – 2017. – № 3. – С. 18–20.
12. Feng, K. End temperature of molten steel in LF based on CBR-BBN / K. Feng, D. Li, A. Xu et al. // *Steel Research international*. – 2016. – № 1. – P. 79–86.
13. Агапитов, Е. Б. Стратегия автоматизации электродугового нагрева расплава стали в установке ковш-печь / Е. Б. Агапитов, М. А. Лемешко, М. С. Соколова // Бюллетень «Черная металлургия». – 2021. – Т. 77. – № 1. – С. 20–27.
14. Тихонов, Г. И. Динамическая балансовая модель внепечной обработки стали / Г. И. Тихонов, И. Н. Рудницкий, М. М. Воскобойник // *Сталь*. – 2016. – № 9. – С. 22–23.
15. Кабаков, З. К. Закономерности охлаждения металла в ковше в зависимости от различных факторов / З. К. Кабаков, М. А. Пахолкова // *Материалы Всероссийской науч.-практ. конф. «Научно-технический прогресс в металлургии»*. – Череповец : ГОУ ВПО ЧГУ. – 2010. – С. 12–17.
16. Кабаков, З. К. Сокращение потерь тепла металла в сталеразливочном ковше / З. К. Кабаков, М. А. Пахолкова // *Металлург*. – 2012. – № 9. – С. 51–52.
17. Белковский, А. Г. Математическая модель процесса охлаждения стали в ковше малой вместимости / А. Г. Белковский, Я. Л. Кац // *Металлург*. – 2009. – № 5. – С. 32–39.
18. Пиптюк, В. П. Изучение теплового состояния ванны установки ковш-печь / В. П. Пиптюк, В. Ф. Поляков, С. Е. Самохвалов [и др.] // *Металлург*. – 2011. – № 7. – С. 50–53.
19. Ли, Ч. Х. Влияние электрической дуги на качество жидкой стали при обработке на установке ковш-печь / Ч. Х. Ли, Х. Г. Ким, К. Е. Ли // ОАО «Черметинформация». Новости черной металлургии за рубежом. – 2012. – № 6. – С. 50–51.
20. Lee, J. H. Effect of arc on the quality of molten steel in LF / Jae-Hyeob Lee, Hai-Gon Kim, Kae-Young Lee // *Zairyo to Prosesu = CAMP ISIJ*. – 2011. – Vol. 24. – № 2. – P. 809.

22. Левшиц, Д. А. Модель расчета теплотерь в процессе внепечной обработки стали / Д. А. Левшиц, И. К. Попандопуло, В. М. Паршин [и др.] // Сталь. – 2010. – № 11. – С. 29–31.

23. Сарычев, Б. А. Математическое моделирование теплофизических процессов при легировании Cr-Ni-Mo- стали в ковше / Б. А. Сарычев, Д. Х. Девятов, В. А. Бигеев [и др.] // Сталь. – 2007. – № 2. – С. 55–57.

24. Шешуков, О. Ю. Оперативный контроль динамики окисленности и толщины шлака при обработке стали на агрегате ковш-печь / О. Ю. Шешуков, И. В. Некрасов, А. В. Сивцов [и др.] // Сталь. – 2014. – № 1. – С. 14–16.

25. Некрасов, И. В. Автоматической контроль состава шлака при обработке стали на агрегатах ковш-печь по параметрам электрического режима / И. В. Некрасов, О. Ю. Шешуков, А. В. Сысолин [и др.] // Известия высших учебных заведений ЧМ. – 2009. – № 10. – С. 18–21.

26. Некрасов, И. В. Перспективные направления совершенствования плавки и доводки стали в электродуговых печах переменного тока и установках ковш-печь / И. В. Некрасов, А. В. Сысолин, О. Ю. Шешуков [и др.] // ОАО «Черметинформация» Бюллетень «Черная металлургия». – 2009. – № 10. – С. 52–55.

27. Шешуков, О. Ю. Режим горения дуг переменного тока и структурные характеристики шлаков ковшевой металлургии / О. Ю. Шешуков, Д. К. Егиязарьян, А. В. Сивцов [и др.] // Бюллетень «Черная металлургия». – 2017. – № 1. – С. 54–59.

28. Явойский, В. И. Теория процессов производства стали / В. И. Явойский. – Москва : Металлургия, 1967. – 791 с.

29. Элиот, Д. Ф. Термохимия сталеплавильных процессов / Д. Ф. Элиот, М. Глейзер, В. Рамакришна. – Москва : Металлургия, 1969. – 252 с.

30. Кудрин, В. А. Теория и технология производства стали : учебник / В. А. Кудрин. – Москва : «Мир», ООО «Издательство АСТ», 2003. – 528 с.

31. Григорович, К. В. Анализ технологии раскисления стали / К. В. Григорович, К. Ю. Демин, С. С. Шибяев [и др.] // Сталь. – 2007. – № 9. – С. 31–37.

32. Назюта, Л. Ю. Раскислительная способность алюминия в жидком железе / Л. Ю. Назюта // Бюллетень «Черная металлургия». – 2015. – № 2. – С. 54–61.

33. Амелин, А. В. Развитие технологии внепечной обработки металла для сортовой МНЛЗ / А. В. Амелин, А. М. Коверзин, Ю. Н. Носов [и др.] // *Металлург.* – 2014. – № 6. – С. 97–101.

34. Охотский, В. Б. Окисление раскисленной конвертерной стали. Окислительные процессы / В. Б. Охотский // *Известия высших учебных заведений ЧМ.* – 2003. – № 4. – С. 15–18.

35. Шешуков, О. Ю. Использование ферроалюминия для раскисления стали / О. Ю. Шешуков, В. И. Жучков, В. В. Зорихин [и др.] // *Сталь.* – 2004. – № 9. – С. 26–27.

36. Линчевский, Б. В. Влияние раскисления кордовой стали на природу оксидных неметаллических включений / Б. В. Линчевский, М. В. Андреева, В. Я. Дашевский [и др.] // *Известия высших учебных заведений ЧМ.* – 2002. – № 5. – С. 14–18.

37. Назюта, Л. Ю. Раскислительная способность циркония в жидком железе / Л. Ю. Назюта // *Бюллетень «Черная металлургия».* – 2017. – № 5. – С. 56–62.

38. Михайлов, Г. Г. Термодинамический анализ раскислительной способности стронция в жидком железе: диаграмма стабильности фаз в системах Fe-Sr-O и Fe-Mg-Sr-O // Г. Г. Михайлов, Л. А. Макровец, О. В. Самойлова // *Бюллетень «Черная металлургия».* – 2019. – Т. 75. – № 12. – С. 1366–1372.

39 Назюта, Л. Ю. Раскислительная способность титана в жидком железе / Л. Ю. Назюта // *Бюллетень «Черная металлургия».* – 2015. – № 9. – С. 49–55.

40. Назюта, Л. Ю. Влияние технологии раскисления на степень усвоения титана при выплавке низколегированных сталей / Л. Ю. Назюта // *Бюллетень «Черная металлургия».* – 2016. – № 8. – С. 47–52.

41. Шульга, В. О. Разработка технологии производства коррозионно-стойких сталей аустенитного класса повышенной чистоты / В. О. Шульга, Л. Ш. Король, Р. Ш. Райтманов // *Сталь.* – 2003. – № 6. – С. 42–43.

42. Линчевский, Б. В. Исследование способов раскисления углеродистых кордовых сталей / Б. В. Линчевский, В. Я. Дашевский, Н. Н. Макарова [и др.] // *Сталь.* – 2001. – № 11. – С. 31–33.

43. Михайлов, Г. Г. Термодинамическое моделирование процессов раскисления марганцовистых сталей / Г. Г. Михайлов, Л. А. Чернова // *Известия высших учебных заведений ЧМ.* – 2003. – № 8. – С. 3–6.

44. Кузнецов, Г. В. Брикетированный карбид кремния – новый материал для сталеплавильного производства / Г. В. Кузнецов, С. И. Петров // Сталь. – 2016. – № 2. – С. 30–33.

45. Михайлов, Г. Г. Термодинамическое моделирование процессов взаимодействия высокоактивных элементов с кислородом в расплавах на основе железа / Г. Г. Михайлов, Л. А. Марковец, Л. А. Смирнов // Сталь. – 2015. – № 11. – С. 30–39.

46. Белов, Б. Ф. Анализ структурно-химического состояния элементов II группы периодической таблицы Д. И. Менделеева / Б. Ф. Белов, А. Я. Бабанин, И. В. Бакин [и др.] // Сталь. – 2018. – № 11. – С. 14–17.

47. Бакин, И. В. Экспериментальное исследование рафинирования и модифицирования стали сплавами Si-Ca, Si-Sr и Si-Ba / И. В. Бакин, Н. А. Шабурова, И. В. Рябчиков [и др.] // Сталь. – 2019. – № 8. – С. 14–18.

48. Рябчиков, И. В. Сравнительная раскислительная и модифицирующая способность магния и щелочно-земельных элементов при внепечной обработке стали / И. В. Рябчиков, А. Ю. Ахмадеев, Т. В. Рогожиа, В. А. Голубцов // Сталь. – 2008. – № 12. – С. 51–55.

49. Белов, В. Ф. Раскисление стали двойными и многокомпонентными сплавами щелочноземельных металлов / В. Ф. Белов, И. В. Рябчиков, И. В. Бакин [и др.] // Сталь. – 2020. – № 7. – С. 14–18.

50. Марковец, Л. А. Термодинамический анализ раскислительной способности стронция в жидком железе в присутствии алюминия / Л. А. Марковец, О. В. Самойлова, Г. Г. Михайлов, И. В. Бакин // Известия высших учебных заведений ЧМ. – 2021. – Т. 64. – № 10. – С. 768–777.

51. Дмитриенко, В. И. Исследование восстановления бария и стронция применительно к условиям внепечной обработки стали / В. И. Дмитриенко, И. Д. Рожихина, О. И. Нохрина [и др.] // Известия высших учебных заведений ЧМ. – 2012. – № 4. – С. 27–29.

52. Носов, Ю. Н. Способ обработки стали на выпуске из дуговой печи силикокальцием в защитной оболочке / Ю. Н. Носов, Р. А. Гизатулин // Сталь. – 2004. – № 5. – С. 48–49.

53. Шумахер, Э. Э. Оценка существующих способов раскисления металла алюминием на выпуске из сталеплавильного агрегата / Э. Э. Шумахер, М. Ю. Семеняк, В. В. Смоктий, В. Г. Порохнявый // Сталь. – 2012. – № 7. – С. 23–26.

54. Серов, А. И. Разработка и опробование нового алюминиевого раскислителя на выпуске стали в ковш / А. И. Серов, Ю. Г. Ярославцев // Сталь. – 2003. – № 1. – С. 45–47.

55. Патент № 24475А Украины. Способ раскисления стали / А. А. Курдюков, В. И. Гоношенко, Ю. Г. Ярославцев [и др.] // Промышленная собственность, 1998. – № 5.

56. Лозовая, Е. Ю. Плавление силикокальция, вводимого в жидкую сталь различными способами / Е. Ю. Лозовая, О. Ю. Шешуков, В. И. Жучков, С. В. Виноградов // Сталь. – 2005. – № 12. – С. 21–23.

57. Дюдкин, Д. А. Современная технология внепечной обработки стали порошковой проволокой / Д. А. Дюдкин, В. В. Кисиленко // Metallurg. – 2007. – № 3. – С. 61–65.

58. Ровнушкин, В. А. Влияние фракционного состава силикокальция на усвоение кальция из порошковой проволоки / В. А. Ровнушкин, В. В. Кром, Ю. П. Петренко, Л. В. Матвеечева / Сталь. – 2005. – № 6. – С. 64–65.

59. Гизатулин, Р. А. Окислительные процессы при продувке стали инертным газом / Р. А. Гизатулин, О. И. Нохрина, В. И. Дмитриенко, И. С. Сулимова // Известия высших учебных заведений ЧМ. – 2011. – № 8. – С. 20–22.

60. Шильников, Е. В. Термодинамический анализ поведения кислорода при внепечной обработке высоколегированной стали 08X18N10T / Е. В. Шильников, А. В. Алпатов, С. Н. Падерин // Известия высших учебных заведений ЧМ. – 2013. – № 11. – С. 19–24.

61. Свяжин, А. А. Применение карбида кальция при выплавке низкоуглеродистой стали / А. А. Свяжин, Э. Крушке, А. Г. Свяжин // Metallurg. – 2004. – № 11. – С. 43–45.

62. Иванов, Э. В. Разработка технологии дифференцированного раскисления стали / Э. В. Иванов, Д. С. Якшук, А. Н. Паршиков // Сталь. – 2001. – № 12. – С. 4–5.

63. Григорьев, А. М. Взаимодействие расплава рельсовой стали с огнеупорной футеровкой / А. М. Григорьев, К. В. Григорович, А. Ю. Ем, А. О. Морозов // Известия вузов. Черная металлургия. – 2021. – Т. 64. – № 7. – С. 484–487.

64. Козырев, Н. А. Совершенствование технологии раскисления и внепечной обработки рельсовой электростали с целью повышения качества рель-

сового проката // Известия вузов. Черная металлургия. – 2015. – Т. 58. – № 10. – С. 721–727.

65. Смирнов, Л. А. Повышение качества отечественных железнодорожных рельсов / Черная металлургия. Бюллетень научно-технической и экономической информации. – 2005. – № 6. – С. 43–49.

66. Корнеева, Л. В. Сравнительный анализ показателей качества рельсов ОАО «Новокузнецкий металлургический комбинат» и зарубежных производителей // Известия вузов. Черная металлургия. – 2010. – № 10. – С. 38–42.

67. Хорошилов, А. Д. Термодинамические особенности модифицирования неметаллических включений кальцием в низкоуглеродистых сталях, раскисленных алюминием / А. Д. Хорошилов, К. В. Григорович // Известия вузов. Черная металлургия. – 2019. – Т. 62. – № 11. – С. 860–869.

68. Григорович, К. В. Оптимизация технологии производства кордовой стали и совершенствование системы контроля металлических включений // Сталь. – 2004. – № 10. – С. 31–33.

69. Живченко, В. С. Влияние технологии шлейфовой продувки металла на его вязкостные свойства / В. С. Живченко, С. А. Фролова // Сталь. – 2010. – № 4. – С. 35–37.

70. Шевцова, О. А. Особенности образования сульфидных включений и их расположение внутри зерна в зависимости от условий раскисления стали 20 / О. А. Шевцова, Н. А. Зюбан, С. А. Пегишева [и др.] // Металлург. – 2014. – № 5. – С. 60–63.

71. Сафонов, А. А. К механизму формирования конгломератов неметаллических включений системы Al_2O_3 -CaO-MgO при производстве сталей на современных металлургических комплексах / А. А. Сафонов, В. С. Дуб, В. В. Орлов [и др.] // Сталь. – 2019. – № 9. – С. 9–16.

72. Дюдкин, Д. А. Технология производства трубной стали с использованием РЗМ / Д. А. Дюдкин, В. В. Кисиленко, С. Н. Маринцев [и др.] // Сталь. – 2008. – № 2. – С. 19–21.

73. Головка, Е. Н. Анализ процессов рафинирования стали от коррозионно-активных неметаллических включений применительно к условиям ОАО «ТАГМЕТ» / Е. Н. Головкова, Г. И. Котельников, А. А. Толстолуцкий [и др.] // Металлург. – 2005. – № 5. – С. 51–54.

74. Родионова, И. Г. Роль неметаллических включений в ускорении процессов локальной коррозии металлоизделий из углеродистых и низколегированных сталей / И. Г. Родионова, О. Н. Бакланова, Г. А. Филиппов [и др.] // *Металлург.* – 2005. – № 4. – С. 58–61.

75. Дуб, С. В. Неметаллические включения в низколегированной трубной стали / С. В. Дуб, Н. В. Баруленкова, С. В. Ефимов [и др.] // *Металлург.* – 2005. – № 4. – С. 67–73.

76. Якошев, Е. В. Исследование влияния параметров технологии внепечной обработки трубных сталей на уровень загрязненности металла КАНВ / Е. В. Якошев, В. В. Гончаров, В. В. Зырянов [и др.] // *Металлург.* – 2010. – № 2. – С. 47–49.

77. Зайцева, А. И. Доклады XI Международного конгресса сталеплавыльщика / А. И. Зайцева // *Металлург.* – 2011. – № 1. – С. 44–52.

78. Лубе, И. И. Исследование влияния технологических параметров производства стали на чистоту по коррозионно-активным неметаллическим включениям в трубах повышенной коррозионной стойкости / И. И. Лубе, А. А. Печерица, И. В. Неклюдов [и др.] // *Металлург.* – 2005. – № 7. – С. 38–42.

79. Виссер, Х. Моделирование обработки кальцием стали, раскисленной алюминием / Х. Виссер, Р. Бум, М. Биглари // ОАО «Черметинформация». Новости черной металлургии за рубежом. – 2009. – № 2. – С. 40–42.

80. Минаев, Ю. А. Термодинамика поверхностных явлений в жидком металле на межфазных границах / Ю. А. Минаев // *Металлург.* – 2006. – № 4. – С. 47–51.

81. Бурмасов, С. П. Разработка технологических решений обеспечения чистоты трубного металла по коррозионно-активным неметаллическим включениям // С. П. Бурмасов, А. В. Мурзин, Л. Е. Дресвянкина, В. В. Мелинг // *Сталь.* – 2014. – № 6. – С. 36–39.

82. Ахметов, Д. В. К вопросу о механизме зарастания каналов погружных стаканов промежуточных ковшей в процессе разлива на МНЛЗ высокоуглеродистой стали / Д. В. Ахметов, О. К. Токовой, Д. В. Шабуров [и др.] // *Известия высших учебных заведений. Черная металлургия.* – 2011. – № 8. – С. 33–35.

83. Сафонов, А. А. К механизму формирования конгломератов неметаллических включений системы Al_2O_3 -CaO-MgO / А. А. Сафонов, В. С. Дуб, В. В.

Орлов [и др.] // Бюллетень «Черная металлургия». – 2019. – Т. 75. – № 12. – С. 1341–1351.

84. Данилов, А. П. Влияние технологии на образование крупных оксидных неметаллических включений в подшипниковой стали / А. П. Данилов, В. И. Дмитриенко, О. П. Атконова // Сталь. – 2010. – № 9. – С. 52–53.

85. Рияхумалайери, К. Эволюция оксидных включений в процессе вакуумной дегазации / К. Рияхумалайери, П. Клунд // ОАО «Черметинформация». Новости черной металлургии за рубежом. – 2014. – № 4. – С. 30–33.

86. Степанов, А. Б. Эволюция неметаллических включений в процессе обработки рессорно-пружинных сталей / А. Б. Степанов, А. И. Зайцев, А. Ю. Дзюба, А. В. Колдаев // Металлург. – 2015. – № 10. – С. 45–49.

87. Бурмасов, С. П. Влияние технологии модифицирования кальцием и РЗЭ на морфологию неметаллических включений и технологические свойства трубной стали / С. П. Бурмасов, Л. Е. Дресвянкина, В. А. Топоров, А. Г. Гудов // Металлург. – 2015. – № 11. – С. 69–73.

88. Дуб, В. С. Анализ взаимодействия экзогенных и эндогенных включений и условий их укрупнения / В. С. Дуб, А. А. Сафонов, Л. В. Ронков [и др.] // Сталь. – 2020. – № 8. – С. 14–20.

89. Зайцев, А. И. Новые типы неблагоприятных неметаллических включений на основе $MgO-Al_2O_3$ и металлургические факторы, определяющие их содержание в металле / А. И. Зайцев, И. Г. Родионова, Г. В. Семернин [и др.] // Металлург. – 2011. – № 2. – С. 50–55.

90. Шешуков, О. Ю. Шлаковый режим УКП и эффективность модифицирования / О. Ю. Шешуков, И. В. Некрасов, М. А. Михеенков [и др.] // Бюллетень «Черная металлургия». – 2015. – № 9. – С. 38–43.

91. Мурсенков, Е. С. Особенности технологии модифицирования кальцием и церием трубной стали с требованием по стойкости в H_2S -средах / Е. С. Мурсенков, Д. В. Кудашов, В. В. Кислица [и др.] // Металлург. – 2018. – № 10. – С. 27–35.

92. Михайлов, Г. Г. Термодинамическое моделирование изотерм растворимости кислорода в жидком металле системы Fe-Mg-Al-O / Г. Г. Михайлов, О. В. Самойлова, Л. А. Марковец, Л. А. Смирнов // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. – 2019. – Т. 62. – № 8. – С. 639–645.

93. Григорьев, А. М. Оптимизация технологии производства непрерывно-литой заготовки рельсовой стали с целью повышения чистоты по неметаллическим включениям // А. М. Григорьев, М. С. Кузнецов, Д. С. Шепелев [и др.] // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. – 2021. – Т. 64. – № 5. – С. 345–352.

94. Руби-Мейер, Ф. Повышение чистоты по включениям подшипниковой стали и стали, обработанной кальцием / Ф. Руби-Мейер, Е. Хеноулт, М. Рок-Бакур // ОАО «Черметинформация». Новости черной металлургии за рубежом. – 2008. – № 5. – С. 31–34.

95. Ruby-Meyer, F. Improvement of inclusion cleanliness in bearing steel and Ca-treated steel / F. Ruby-Meyer, E. Henault, M. Rocher-Bakour // La revue de Metallurgie-CIT. – 2007. – № 12. – P. 585–590.

96. Сун, Л. Оценка чистоты стали 27SiMn, произведенной процессом «кислородный конвертер» – установка ковш-печь – УНРС / Л. Сун, Л. Чжан, Дж. Ли [и др.] // ОАО «Черметинформация». Новости черной металлургии за рубежом. – 2013. – № 3. – С. 49–53.

97. Sun, L. Cleanliness evaluation for 27SiMn steels produced by the BOF – LF – Billet casting process / L. Sun, L. Zhang, J. Li et al. // Iron and steel technology. – 2012. – № 4. – P. 59–67.

98. Дэн, З. Механизм развития неметаллических включений в раскисленной алюминием легированной стали в процессе внепечной обработки / З. Дэн, М. Чжу // ОАО «Черметинформация». Новости черной металлургии за рубежом. – 2013. – № 5. – С. 46–50.

99. Deng, Z. Evolution mechanism of non-metallic inclusions in Al-killed alloyed steel during secondary refining-process / Z. Deng, M. Zhu // ISIJ international. – 2013. – Vol. 53. – № 3. – P. 450–458.

100. Руцкий, Д. В. Влияние внепечной обработки на загрязненность неметаллическими включениями при выплавке стали 26ХМФБА / Д. В. Руцкий, Н. А. Зюбан, М. В. Кириличев, М. С. Никитин // Сталь. – 2021. – № 7. – С. 17–21.

101. Дюдкин, Д. А. Особенности усвоения кальция из порошковой проволоки с комплексным наполнителем СК40 / Д. А. Дюдкин, В. В. Кисиленко // ОАО «Черметинформация». Бюллетень «Черная металлургия». – 2008. – № 9. – С. 23–27.

102. Зайцев, А. И. Закономерности эволюции неметаллических включений (выделений) при нагреве заготовок из конструкционных сталей под прокатку / А. И. Зайцев, А. В. Колдаев, А. В. Амежнов, Н. Г. Шапошников // *Металлург.* – 2016. – № 7. – С. 73–79.

103. Зайцев, А. И. Влияние неметаллических включений и примесей на свойства, качественные характеристики круглого проката из специальных легированных сталей / А. И. Зайцев, А. В. Князев, А. В. Амежнов [и др.] // *Металлург.* – 2017. – № 8. – С. 69–74.

104. Степанов, А. Б. Закономерности обрабатывания и эволюции неметаллических включений при ковшовой обработке и непрерывной разливке специальных легированных сталей / А. Б. Степанов, А. И. Зайцев, Т. И. Стрижакова // *Металлург.* – 2016. – № 8. – С. 77–86.

105. Котельников, Г. И. Модель распределения растягивающих и сжимающих напряжений в металле вокруг кальцийсодержащих неметаллических включений в водных средах // Г. И. Котельников, Д. А. Мовенко, А. В. Павлов, С. А. Мотренко // *Известия высших учебных заведений. Черная металлургия.* – 2014. – № 3. – С. 10–16.

106. Гаманюк, С. Б. Исследование влияния режимов раскисления на формирование и расположение сульфидов в среднеуглеродистых конструкционных сталях / С. Б. Гаманюк, Н. А. Зюбан, Д. В. Руцкий, А. Н. Ананьева // *Сталь.* – 2017. – № 2. – С. 15–19.

107. Чичкарев, Е. А. Условия формирования неметаллических включений в сталях, раскисленных алюминием и кальцием / Е. А. Чичкарев // *Металлург.* – 2009. – № 12. – С. 41–45.

108. Лис, Т. Модифицирование оксидных и сульфидных включений обработкой кальцием / Т. Лис // *ОАО «Черметинформация». Новости черной металлургии за рубежом.* – 2010. – № 1. – С. 33–35.

109. Lis, T. Modification of oxygen and sulphur inclusions in steel by calcium treatment / T. Lis // *Metallurgija.* – 2009. – Vol. 48. – № 2. – P. 95–98.

110. Дюдкин, Д. А. Особенности разливаемости раскисленной алюминием стали / Д. А. Дюдкин, В. В. Кисиленко // *Сталь.* – 2009. – № 1. – С. 24–27.

111. Носов, Ю. Н. Ввод в эксплуатацию 350-т агрегата ковш-печь в ОАО ЗСМК / Ю. Н. Носов, А. А. Михалев, А. В. Маханьков, Ю. В. Школь // *Сталь.* – 2008. – № 1. – С. 14–16.

112. Исакаев, Э. Х. Влияние непрерывной разливки на структуру и свойства стали / Э. Х. Исакаев, А. С. Тюфтяев, В. Б. Мордынский [и др.] // Сталь. – 2014. – № 9. – С. 24–27.

113. Смирнов, А. Н. Исследование условий всплытия неметаллических включений при продувке аргоном жидкой ванны промежуточного ковша МНЛЗ / А. Н. Смирнов, В. Г. Ефимова, А. В. Кравченко // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. – 2014. – № 1. – С. 19–25.

114. Дерябин, А. А. Повышение эффективности удаления оксидных включений из рельсовой стали в промежуточном ковше / А. А. Дерябин, В. В. Могильный // Сталь. – 2005. – № 5. – С. 54–60.

115. Зайцев, А. И. Закономерности трансформации неблагоприятных типов неметаллических включений при обработке стали 20-КТ в твердом состоянии / А. И. Зайцев, И. Г. Родионова, А. И. Степанов, С. П. Бурмасов // Металлург. – 2012. – № 3. – С. 56–61.

116. Луценко, А. Н. Технология внепечной обработки стали с использованием нового раскислителя / А. Н. Луценко, А. А. Немтинов, С. Б. Ерошкин [и др.] // Металлург. – 2007. – № 10. – С. 48–51.

117. Киманов, Б. М. Удаление оксидных включений из расплавленной стали методом фильтрации / Б. М. Киманов // Сталь. – 2008. – № 8. – С. 24–28.

118. Демин, Е. Н. Возможность удаления неметаллических включений из расплава при помощи пенокерамических фильтров / Е. Н. Демин // Сталь. – 2005. – № 7. – С. 43–44.

119. Хребин, В. Н. Исследование влияния технологии раскисления малоуглеродистой стали на качество непрерывнолитой заготовки // В. Н. Хребин, Е. Н. Тюленев, В. А. Лавров [и др.] // Сталь. – 2006. – № 6. – С. 49–50.

120. Ботников, С. А. Оптимизация технологии производства сталей, раскисленных алюминием, в условиях ЛПК / С. А. Ботников, Д. В. Морозов, Г. В. Семернин // Сталь. – 2016. – № 2. – С. 23–27.

121. Валентин, П. Эмульгирование верхних слоев шлака при продувке в ковше углеродистой стали, раскисленной кремнием / П. Валентин, К. Брух, Дж. Гаул // ОАО «Черметинформация». Новости черной металлургии за рубежом. – 2010. – № 6. – С. 39.

122. Valentin, P. Emulsification of top slags during argon stirring through a porous plug in the ladle of Si deoxidized carbon steel / P. Valentin, C. Bruch, J. Gaule // *Steel Research* – 2009. – № 10. – P. 746–752.

123. Чичкарев, Е. А. Моделирование процессов коагуляции и удаления неметаллических включений при продувке расплава инертным газом / Е. А. Чичкарев // *Металлург.* – 2010. – № 4. – С. 67–71.

124. Зайцев, А. И. Оптимизация технологии производства автолистовой стали 08Ю на базе физико-химических принципов ковшовой обработки металла / А. И. Зайцев, И. Г. Родионова, Н. А. Карамышева [и др.] // *Металлург.* – 2007. – № 8. – С. 58–65.

125. Зинченко, С. Д. Разработка рекомендаций по повышению чистоты трубных сталей производства ОАО «Северсталь» по коррозионно-активным неметаллическим включениям / С. Д. Зинченко, А. М. Ламухин, М. В. Филатов [и др.] // *Металлург.* – 2005. – № 4. – С. 62–66.

126. Шахпазов, Е. Х. Повышение коррозионной стойкости углеродистых и низколегированных сталей для автомобилестроения путем оптимизации металлургической технологии / Е. Х. Шахпазов, И. Г. Родионова, О. Н. Бакланова [и др.] // *Металлург.* – 2006. – № 2. – С. 45–48.

127. Родионова, И. Г. Повышение стойкости против атмосферной коррозии автолистовых сталей путем оптимизации их химического состава и технологических параметров производства / И. Г. Родионова, Э. Т. Шаповалов, М. Е. Ковалевская [и др.] // *Металлург.* – 2005. – № 8. – С. 46–52.

128. Святкин, А. В. Влияние уровня раскисления на свойства автоматных сталей с высокой обрабатываемостью резанием / А. В. Святкин, С. А. Солдаткин, Д. А. Болдырев // *Сталь.* – 2020. – № 11. – С. 27–32.

129. Сафронов, А. А. Управление формированием оксидных неметаллических включений системы Al_2O_3 -CaO-MgO при производстве трубных сталей на оборудовании современных металлургических комплексов / А. А. Сафронов, В. С. Дуб, В. В. Орлов [и др.] // *Сталь.* – 2019. – № 2. – С. 13–20.

130. Мальмберг, К. Влияние конечной обработки перемешиванием на количество включений в инструментальной стали // К. Мальмберг, А. Карасев, М. Нзотта [и др.] // ОАО «Черметинформация». Новости черной металлургии за рубежом. – 2014. – № 2. – С. 45–47.

131. Malmberg, K. Influence of final stirring treatment on inclusion number in tool steel / K. Malmberg, A. Karasev, M. Nzotta et al. // *Ironmaking and steelmaking*. – 2013. – Vol. 40. – № 6. – P. 407–412.

132. Томас, М. Влияние качества огнеупоров на чистоту стали / М. Томас, М. Вишня, Дж. Ротш [и др.] // ОАО «Черметинформация». *Новости черной металлургии за рубежом*. – 2013. – № 1. – С. 42–44.

133. Thomas, M. Feuerfestloesloesungen zur verbesserung des stahlreinheitsgrades / M. Thomas, M. Kirschen, J. Rotsch et al. // *Stahl und eisen*. – 2012. – Vol. 132. – № 8. – P. 3–45.

134. Мальмберг, К. Оптимизация условий перемешивания при вакуумной дегазации для уменьшения количества включений в инструментальной стали / К. Мальмберг, М. Нзотта, А. Карасев [и др.] // ОАО «Черметинформация». *Новости черной металлургии за рубежом*. – 2014. – № 1. – С. 42–46.

135. Malmberg, K. Optimisation of stirring conditions during vacuum degassing in order to lower inclusion content in tool steel // K. Malmberg, M. Nzotta, A. Karasev, et al. // *Ironmaking and steelmaking*. – 2013. – Vol. 40. – № 3. – P. 231–237.

136. Парк, Дж. Повышение эффективности циркуляционного вакуумирования / Дж. Парк, С. Кан // ОАО «Черметинформация». *Новости черной металлургии за рубежом*. – 2009. – № 3. – С. 35–36.

137. Park, J. Improvement of cleanness of molten steel in the RH-process / J. Park, S. Kang // *La revue de metallurgie – CIT*. – 2008. – № 9. – P. 424–427.

138. Голубцов, В. А. Оценка эффективности физико-химических методов улучшения качества стали / В. А. Голубцов, И. В. Бакин, А. А. Токарев [и др.] // *Бюллетень «Черная металлургия»*. – 2019. – Т. 75. – № 6. – С. 696–705.

139. Протопопов, Е. В. Перспективные технологии модифицирования металла нанопорошковыми инокуляторами / Е. В. Протопопов, В. П. Комшуков, Л. А. Ганзер, Д. Б. Фойгт // ОАО «Черметинформация». *Бюллетень «Черная металлургия»*. – 2011. – № 6. – С. 39–43.

140. Михайлов, Г. Г. Термодинамика процессов рафинирования и модифицирования стали сплавами с барием и церием / Г. Г. Михайлов, Л. Е. Дресвянкина, Л. А. Марковец // *Сталь*. – 2014. – № 6. – С. 20–24.

141. Дюдкин, Д. А. Совершенствование технологии использования порошковых проволок в металлургии стали / Д. А. Дюдкин, В. В. Кисиленко, С. Б. Бать // *Сталь*. – 2007. – № 8. – С. 25–28.

142. Кисиленко, В. В. Оптимизация технологии производства стали с нормированным содержанием серы / В. В. Кисиленко, В. П. Онищук, Д. А. Дюдкин [и др.] // *Сталь*. – 2004. – № 12. – С. 49–50.

143. Сон-Мук, Чо. Зараствание погружного стакана: причины возникновения и влияние на потоки металла и способы устранения / Чо. Сон-Мук, Брайан Дж. Томас, Сон Кван Ким [и др.] // ОАО «Черметинформация». *Новости черной металлургии за рубежом*. – 2013. – № 3. – С. 53–60.

144. Song-Mook, Cho. Effekt of nozzle clogging on surface flow and wortex formation / Song-Mook Cho, Brian G. Thomas, Sung-Kwang Kim et al. // *Iron and steel technology*. – 2012. – July. – P. 85–95.

145. Ерошкин, С. Б. Повышение чистоты металла при внепечной обработке карбидом кальция / С. Б. Ерошкин, К. Э. Прудов, О. В. Попов [и др.] // *Сталь*. – 2007. – № 12. – С. 26–28.

146. Йоичи, И. Регулирование формы глиноземистых включений двукратной обработкой кальцием / И. Йоичи, Н. Сейко, С. Мамору // ОАО «Черметинформация». *Новости черной металлургии за рубежом*. – 2008. – № 1. – С. 35–37.

147. Yoichi, I. Shape control alumina inclusions bu double calaium addition treatment / I. Yoichi, N. Seikoh, S. Mamoru // *Tetsu-to-hagane*. – 2007. – Т. 93. – № 5. – P. 355–361.

148. Дюдкин, Д. А. Влияние кальция на качество трубной стали / Д. А. Дюдкин, С. Е. Гринберг, А. В. Грабов [и др.] // *Металлург*. – 2002. – № 11. – С. 48–49.

149. Виноградов, С. В. Улучшение качества и разливаемости металла путем совершенствования технологии его раскисления при внепечной обработке / С. В. Виноградов, А. А. Фетисов, В. И. Жучков // *Металлург*. – 2003. – № 10. – С. 45–47.

150. Овчинников, Н. А. Об эффективном применении кальцийсодержащих порошковых проволок для модифицирования неметаллических включений в сталях со специальными служебными свойствами / Н. А. Овчинников, А. П.

Фоменко, В. В. Бурховецкий, [и др.] // Бюллетень «Черная металлургия». – 2014. – № 8. – С. 40–44.

151. Гонтарук, Е. И. Новая технология внепечной обработки среднеуглеродистой стали легированной серой и алюминием / Е. И. Гонтарук, В. И. Фомин, С. П. Коршиков [и др.] // Сталь. – 2004. – № 7. – С. 31–33.

152. Данилов, А. П. Влияние технологии производства подшипниковых сталей на содержание в них кислорода и неметаллических включений / А. П. Данилов, В. И. Дмитриенко // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. – 2011. – № 12. – С. 17–19.

153. Хорошилов, А. Д. Опыт применения кальцийсодержащей инъекционной проволоки с различными наполнителями при внепечной обработке стали / А. Д. Хорошилов, П. А. Салиханов, Д. П. Бызов [и др.] // Бюллетень «Черная металлургия». – 2021. – Т. 77. – № 4. – С. 432–444.

154. Некрасов, И. В. Опыт введения кальция в сталь при высоких температурах перед вакуумированием / И. В. Некрасов, В. Г. Смирнова, В. П. Ермакова [и др.] // Бюллетень «Черная металлургия». – 2013. – № 10. – С. 54–57.

155. Шевцова, О. А. Особенности формирования сульфидных включений и их влияния на качество низколегированных конструкционных сталей / О. А. Шевцова, Н. А. Зюбан, Д. В. Рущкий // Металлург. – 2010. – № 12. – С. 54–57.

156. Дюдкин, Д. А. Технологий производства трубной стали с использованием редкоземельных металлов: Тезисы докладов конференции «Современные технологии и оборудования для внепечной обработки и непрерывной разливки стали» / Д. А. Дюдкин, В. В. Кисиленко, С. Н. Маринцев [и др.] // Сталь. – 2006. – № 5. – С. 17–44.

157. Рябчиков, И. В. Может ли барий раскислять сталь? / И. В. Рябчиков, В. А. Голубцов, К. И. Яровой, Р. Г. Усманов // Бюллетень «Черная металлургия». – 2014. – № 9. – С. 46–48.

158. Рябчиков, И. В. Критерий оценки качества раскислителей и модификаторов для стали / И. В. Рябчиков, В. Г. Мизин, Р. Г. Усманов [и др.] // Сталь. – 2015. – № 2. – С. 24–27.

159. Голубцов, В. А. Модифицирование коррозионностойкой стали барийсодержащими сплавами / В. А. Голубцов, И. В. Рябчиков, А. Ю. Ахмадеев // Бюллетень «Черная металлургия». – 2008. – № 7. – С. 15–18.

160. Гайворонский, А. В. Исследование влияния микролегирования колесной стали кальцием и барием на модифицирование неметаллических включений / А. В. Гайворонский, Н. В. Павлова // Бюллетень «Черная металлургия». – 2014. – Т. 76. – № 6. – С. 564–572.

161. Ильясов, А. Э. Раскисляющие и модифицирующие свойства щелочноземельных металлов в составе сплавов ферроалюмосиликокальция и ферросиликобария / А. Э. Ильясов, С. Н. Шаркаев, А. Б. Ахметов [и др.] // Бюллетень «Черная металлургия». – 2018. – № 9. – С. 58–68.

162. Голубцов, В. А. Использование комплексных барийсодержащих модификаторов для улучшения качества колесной стали / В. А. Голубцов, К. Ю. Демин, Ю. С. Демин [и др.] // Сталь. – 2009. – № 12. – С. 17–22.

163. Рябчиков, И. В. Внепечная обработка комплексными сплавами с ЩЗМ – экономичный способ улучшения качества стали / И. В. Рябчиков, И. В. Бакин, В. Г. Мизин [и др.] // Сталь. – 2021. – № 5. – С. 11–15.

164. Голубцов, В. А. Эффективность применения барийсодержащих комплексных ферросплавов при выплавке стали / В. А. Голубцов, И. В. Рябчиков, К. И. Яровой [и др.] // Сталь. – 2013. – № 8. – С. 32–35.

165. Нохрина, О. И. Использование карбонатита для микролегирования стали / О. И. Нохрина, В. И. Дмитриенко, И. Д. Рожихина, М. А. Платонов // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. – 2010. – № 6. – С. 38–40.

166. Дмитриенко, В. И. Изучение фазовых превращений и металлургических свойств барийстронциевого модификатора / В. И. Дмитриенко, О. И. Нохрина, И. Д. Рожихина, А. В. Дмитриенко // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. – 2014. – № 6. – С. 34–35.

167. Нохрина, О. И. Особенности применения природнолегированных и техногенных материалов для легирования и модифицирования стали / О. И. Нохрина, И. Д. Рожихина, В. И. Дмитриенко [и др.] // Бюллетень «Черная металлургия». – 2019. – Т. 75. – № 8. – С. 944–954.

168. Беляев, С. В. Модифицирование сталей 08ГДНФЛ и 12ДН2ФЛ присадками бескремнистой лигатуры / С. В. Беляев, В. А. Коровин // Сталь. – 2015. – № 2. – С. 22–23.

169. Григорович, К. В. Физико-химические исследования и контроль неметаллических включений в чистых сталях: Физическая химия металлических

расплавов. Научные чтения, посвященные 105-летию со дня рождения академика АН СССР А. М. Самарина / К. В. Григорович // Сталь. – 2008. – № 4. – С. 27–28.

170. Ахметов, А. Б. Опыт получения мелкозернистой структуры двухфазной стали при легировании ванадием и ниобием / А. Б. Ахметов, Г. Д. Кусаинова., М. Х. Омаров [и др.] // Сталь. – 2016. – № 1. – С. 22–24.

171. Панфилова, Л. М. Структурные особенности конструкционных сталей, микролегированных азотом и ванадием / Л. М. Панфилова, Л. А. Смирнов // Metallurg. – 2014. – № 10. – С. 77–80.

172. Дмитриенко, В. И. Термодинамическая оценка возможности легирования стали при обработке ее ванадийсодержащим шлаком / В. И. Дмитриенко, О. И. Нохрина, И. Д. Рожихина, И. А. Рыбенко // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. – 2010. – № 10. – С. 17–20.

173. Родионова, И. Г. Влияние химического состава и параметров производства на формирование наноструктурной составляющей и комплекса свойств высокопрочных низколегированных конструкционных сталей / И. Г. Родионова, А. И. Зайцев, Н. Г. Шапошников [и др.] // Metallurg. – 2010. – № 6. – С. 33–39.

174. Амежнов, А. В. Влияние химического состава и параметров микроструктуры на коррозионную стойкость углеродистых и низколегированных сталей в условиях эксплуатации нефтепромысловых трубопроводов / А. В. Амежнов, И. Г. Родионова, А. И. Бацалев [и др.] // Metallurg. – 2018. – № 10. – С. 54–60.

175. Родионова, И. Г. Влияние химического состава и параметров микроструктуры на коррозионную стойкость углеродистых и низколегированных сталей / И. Г. Родионова, М. В. Феоктистова, О. Н. Бакланова [и др.] // Metallurg. – 2017. – № 9. – С. 57–62.

176. Дюдкин, Д. А. Некоторые особенности использования благородных ферросплавов для микролегирования стали при внепечной обработке расплава / Д. А. Дюдкин, В. В. Кисиленко, В. С. Рогаткин // ОАО «Черметинформация». Бюллетень «Черная металлургия». – 2012. – № 2. – С. 46–49.

177. Степанов, А. И. Отработка технологии микролегирования стали бором с использованием ферросиликобора / А. И. Степанов, А. А. Бабенко, А. В. Сычев [и др.] // Metallurg. – 2014. – № 7. – С. 50–52.

178. Бабенко, А. А. Формирование основных борсодержащих шлаков – перспективное направление внепечной десульфурации и прямого микролегирования низкоуглеродистой стали бором / А. А. Бабенко, В. И. Жучков, Л. А. Смирнов [и др.] // Бюллетень «Черная металлургия». – 2017. – № 9. – С. 50–54.

179. Бабенко, А. А. Прямое микролегирование конструкционных сталей бором из оксидной системы $\text{CaO-SiO}_2\text{-B}_2\text{O}_3\text{-Al}_2\text{O}_3\text{-MgO}$ / А. А. Бабенко, Л. А. Смирнов, В. И. Жучков, Л. Ю. Михайлова // Бюллетень «Черная металлургия». – 2021. – Т. 77. – № 3. – С. 280–287.

180. Жучков, В. И. Физико-химические характеристики, получение и применение комплексных борсодержащих ферросплавов / В. И. Жучков, О. В. Заякин, Л. И. Леонтьев [и др.] // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. – 2017. – Т. 60. – № 5. С. 348–354.

181. Манашев, И. Р. Особенности микролегирования стали бором и новым материалом боридом ферротитана / И. Р. Манашев, И. М. Шатохин, М. Х. Зиатдинов, В. А. Бигеев // Сталь. – 2009. – № 10. – С. 34–38.

182. Ахметов, Т. А. Микролегирование бором для повышения пластических свойств холоднодеформированной арматуры // Т. А. Ахметов // Бюллетень «Черная металлургия». – 2019. – Т. 75. – № 11. – С. 1265–1269.

183. Жучков, В. И. Микролегирование стали бором с использованием новых комплексных борсодержащих ферросплавов / В. И. Жучков, О. В. Заякин, Е. Н. Селиванов [и др.] // Бюллетень «Черная металлургия». – 2013. – № 10. – С. 41–43.

184. Бабенко, А. А. Равновесное распределение бора между металлом системы Fe-C-Si-Al и борсодержащим шлаком / А. А. Бабенко, В. И. Жучков, Л. И. Леонтьев [и др.] // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. – 2017. – Т. 60. – № 9. – С. 752–758.

185. Бабенко, А. А. Исследование и разработка комплексной технологии производства низкоуглеродистой борсодержащей стали с низким содержанием серы / А. А. Бабенко, В. И. Жучков, Л. А. Смирнов [и др.] // Сталь. – 2015. – № 11. – С. 48–50.

186. Уполовникова, А. Г. Прямое легирование стали церием под шлаками системы $\text{CaO-SiO}_2\text{-Ce}_2\text{O}_3\text{-15\%Al}_2\text{O}_3\text{-8\% MgO}$ дополнительными восстановителями / А. Г. Уполовникова, А. А. Бабенко, Л. А. Смирнов, Л. Ю. Михайлова // Известия вузов. Черная металлургия. – 2021. – Т. 64. – № 8. – С. 581–587.

187. Чичко, А. Н. Моделирование процесса растворения углеродсодержащих порошков при обработке стали в ковше / А. Н. Чичко, Н. В. Андрианов, С. В. Терлецкий // *Сталь*. – 2005. – № 5. – С. 23–26.

188. Сычев, А. В. Физико-химические и технологические исследования инъекционного науглероживания стали / А. В. Сычев, Н. А. Ватолин, В. И. Жучков, Е. Ю. Лозовая // *Бюллетень «Черная металлургия»*. – 2013. – № 12. – С. 36–38.

189. Мурзин, А. В. Влияние науглероживания полупродукта в условиях внепечной обработки на качество труб из непрерывнолитой стали / А. В. Мурзин, А. И. Степанов, С. П. Бурмсов [и др.] // *Сталь*. – 2009. – № 7. – С. 17–19.

190. Ровнушкин, А. В. Формирование неметаллических включений при науглероживании стального полупродукта высоко- и малозольными наугрероживателями / В. А. Ровнушкин, А. Б. Добужская, Л. А. Смирнов [и др.] // *Сталь*. – 2017. – № 1. – С. 8–12.

191. Юрьев, А. Б. Влияние окисленности расплава на качество рельсовой электростали / А. Б. Юрьев, Н. А. Козырев, Д. В. Бойков [и др.] // *Известия высших учебных заведений. Черная металлургия*. – 2013. – № 2. – С. 11–15.

192. Рябчиков, И. В. Модифицирование и микролегирование стали комплексными сплавами с химически активными элементами – эффективный метод повышения качества металлопродукции / И. В. Рябчиков, И. В. Бакин, В. Г. Мизин, В. А. Голубцов // *Сталь*. – 2018. – № 12. – С. 18–21.

193. Зайцев, А. И. Неметаллические включения и перспективные принципы повышения комплекса свойств и качественных характеристик стали / А. И. Зайцев, И. Г. Родионова, О. Н. Бакланова [и др.] // *Металлург*. – 2014. – № 11. – С. 62–69.

194. Зюбан, Н. А. Влияние вакуумирования на особенности формирования сульфидных включений и свойства изделий из низколегированных конструкционных сталей / Н. А. Зюбан, О. Б. Крючков // *Известия высших учебных заведений. Черная металлургия*. – 2008. – № 5. – С. 15–19.

195. Тимофеев, П. В. Интенсификация процесса газового азотирования жидкой стали в ковше / П. В. Тимофеев, А. Е. Семин, Э. Э. Меркер // *Известия высших учебных заведений. Черная металлургия*. – 2006. – № 11. – С. 68–70.

196. Лазарова, Р. Свойства стали 110Г13Л и чугуна СЧ25 модифицированных нанопорошками тугоплавких соединений / Р. Лазарова, П. Кузманов, Р.

Димитрова [и др.] // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. – 2012. – № 4. – С. 17–20.

197. Троцан, А. И. Разработка оптимальных параметров модифицирования сталей и чугунов дисперсными тугоплавкими частицами / А. И. Троцан, В. В. Каверинский, И. Л. Бродецкий // ОАО «Черметинформация». Бюллетень «Черная металлургия». – 2012. – № 2. – С. 49–53.

198. Курганов, В. А. Наномодификаторы для внепечной обработки расплавов / В. А. Курганов, А. В. Федько, Д. В. Парамонов [и др.] // Бюллетень «Черная металлургия». – 2016. – № 5. – С. 23–26.

199. Протопопов, Е. В. Модифицирование металла нанопорошковыми материалами для повышения качества слябовой непрерывнолитой заготовки / Е. В. Протопопов, Ю. А. Селезнев, А. Н. Черепанов [и др.] // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. – 2013. – № 12. – С. 8–11.

200. Комшуков, В. П. Исследование влияния модифицирования металла нанопорошковыми материалами на качество сортовой непрерывнолитой заготовки / В. П. Комшуков, А. Н. Черепанов, Е. В. Протопопов [и др.] // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. – 2010. – № 8. – С. 57–63.

201. Смирнов, Л. А. Влияние модифицирования РЗМ на формирование неметаллических включений в высокоуглеродистых сталях / Л. А. Смирнов, В. А. Ровнушкин, А. Б. Добужская [и др.] // Сталь. – 2016. – № 11. – С. 21–28.

202. Маркс, К. Передовые методы легирования стали в ковше / К. Маркс, С. Родман, Х. Лахмунд [и др.] // ОАО «Черметинформация». Новости черной металлургии за рубежом. – 2007. – № 2. – С. 41–43.

203. Marx, K. Advanced strategies for alloying processes in steelmaking ladles / K. Marx, S. Rod l, H. Lachmund et al. / Proceedings 5 European oxygen steelmaking conf. – 2006. – P. 312–319.

204. Кузнецов, Г. В. Брикерированный карбид кремния – новый материал для сталеплавильного производства / Г. В. Кузнецов, С. И. Петров // Сталь. – 2016. – № 2. – С. 30–33.

205. Токовой, О. К. Изготовление, исследование и применение брикетированных ферросплавов для раскисления стали / О. К. Токовой, В. И. Хяккинен, А. И. Зорин, В. В. Обрезков // Металлург. – 2015. – № 1. – С. 56–59.

206. Токарникова, О. В. Моделирование и гидродинамические характеристики движения расплава в ковше / О. В. Токарникова, В. А. Ульянов, В. А. Коровин // *Металлург.* – 2018. – № 3. – С. 5–9.

207. Николаев, О. А. Освоение технологии микролегирования титаном и ниобием при производстве IF-стали / О. А. Николаев, А. А. Степанова, В. А. Сарычев [и др.] // *Сталь.* – 2004. – № 12. – С. 26.

208. Смирнов, Л. А. Модифицирование стали и сплавов редкоземельными элементами / Л. А. Смирнов, В. А. Ровнушкин, А. С. Орыщенко [и др.] // *Металлург.* – 2015. – № 11. – С. 57–63.

209. Фоминых, Е. А. Влияние серы на кинетику выделения водорода из стали 40ХГМ / Е. А. Фоминых, О. К. Токовой, Н. И. Воробьев [и др.] // *Известия высших учебных заведений. Черная металлургия.* – 2006. – № 10. – С. 3–7.

210. Дагман, А. И. Разработка и внедрение технологии производства низколегированной стали с массовой долей серы 0,003–0,005 % на Новолипецком металлургическом комбинате / А. И. Дагман, Ю. Ф. Суханов, В. Н. Хревин [и др.] // *ОАО «Черметинформация». Бюллетень «Черная металлургия».* – 2009. – № 7. – С. 58–60.

211. Чичко, А. Н. Анализ процесса окисления серы в сталеплавильной ванне дуговой печи / А. Н. Чичко, Н. В. Андрианов, А. А. Чичко // *Сталь.* – 2007. – № 7. – С. 42–46.

212. Туркдоган, Е. Т. Физическая химия высокотемпературных процессов ; пер. с англ. Ю. И. Уточкина, В. И. Симонова ; под ред. В. А. Григоряна. – Москва : Металлургия, 1985. – 344 с.

213. Шаповалов, А. Н. Разработка сквозной технологии производства стали заданного качества в условиях ОАО «Уральская сталь» / А. Н. Шаповалов // *Металлург.* – 2012. – № 2. – С. 41–43.

214. Ушаков, С. Н. Ковшовая десульфурация конвертерной трубной низкосернистой стали / С. Н. Ушаков, В. А. Бигеев, А. М. Столяров, М. В. Потапова // *Металлург.* – 2018. – № 7. – С. 50–53.

215. Сарычев, Б. А. Совершенствование технологии производства стали в условиях магнитогорского металлургического комбината / Б. А. Сарычев, О. А. Николаев, Ю. А. Ивин [и др.] // *Бюллетень «Черная металлургия».* – 2013. – № 4. – С. 38–43.

216. Артамонов, А. В. Применение флюидизированной извести центробежно-ударного измельчения для ковшевой десульфурации металла / А. В. Артамонов, М. С. Гаркави, Е. В. Колодежная [и др.] // Бюллетень «Черная металлургия». – 2016. – № 11. – С. 49–52.

217. Ушаков, С. Н. Разработка и освоение технологии производства стали новых марок в кислородно-конвертерном цехе / С. Н. Ушаков, О. А. Николаев, С. В. Прохоров [и др.] // Сталь. – 2012. – № 2. – С. 19–21.

218. Хорнберг, Х. Десульфурация стали в ковше с помощью погружаемой фурмы / Х. Хорнберг / ОАО «Черметинформация». Новости черной металлургии за рубежом. – 2005. – № 3. – С. 33–35.

219. Hornberg, H. Steel desulphurization in ladies with the injection lance process / H. Hornberg // The VIII international symposium for desulphurization of hot metal and steel. Nizhny Tagil, Russia, September 20–24. – 2004. – P. 45–49.

220. Кучеренко, О. Л. Усовершенствование процесса десульфурации металла при использовании различных видов извести / О. Л. Кучеренко, В. С. Зенин, И. В. Репин [и др.] // Сталь. – 2010. – № 1. – С. 44–46.

221. Галиуллин, Т. Р. Особенности десульфурации стали на выпуске из конвертера / Т. Р. Галиуллин, Ю. Н. Носов, А. А. Михалев [и др.] // Сталь. – 2007. – № 10. – С. 23–25.

222. Климушкин, А. Н. Внепечная десульфурация стали, выплавленной из фосфористого чугуна / А. Н. Климушкина, А. А. Добромилов, А. Н. Швецов [и др.] // Сталь. – 2010. – № 6. – С. 28.

223. Салина, В. А. Термодинамическое моделирование процесса десульфурации металла борсодержащими шлаками системы $\text{CaO-SiO}_2\text{-MgO-Al}_2\text{O}_3\text{-V}_2\text{O}_3$ / В. А. Салина, А. В. Сычев, В. И. Жучков, А. А. Бабенко // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. – 2017. – Т. 60. – № 12. – С. 955–958.

224. Бабенко, А. А. Изучение вязкости шлаков системы $\text{CaO-SiO}_2\text{-V}_2\text{O}_3\text{-25\% Al}_2\text{O}_3\text{-8\% MgO}$ / А. А. Бабенко, В. И. Жучков, А. Г. Уполовникова, И. Н. Кель // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. – 2017. – Т. 60. – № 10. – С. 820–824.

225. Метелкин, А. А. Повышение стойкости футеровки агрегатов внепечной обработки стали : монография / А. А. Метелкин, О. Ю. Шешуков, И. В. Некрасов, О. И. Шевченко. – Нижний Тагил : НТИ (филиал) УрФУ, 2015. – 144 с.

226. Носов, Ю. Н. Особенности десульфурации на АКП низкокремнистой, раскисленной алюминием конвертерной стали / Ю. Н. Носов, А. А. Михалев, Ю. В. Школа // *Сталь*. – 2009. – № 2. – С. 17–19.

227. Белов, Б. Ф. Классификация сплавов ферросиликобара механизм рафинирования и модифицирования при их использовании для ковшовой обработки стали / Б. Ф. Белов, А. Я. Баранин, И. В. Рябчиков [и др.] // *Сталь*. – 2017. – № 11. – С. 10–13.

228. Смирнов, Л. А. Модифицирование стали и сплавов редкоземельными элементами / Л. А. Смирнов, В. А. Ровнушкин, А. С. Орыщенко [и др.] // *Металлург*. – 2016. – № 1. – С. 41–48.

229. Кудрин, В. А. Рафинирование технологии с более эффективным использованием материалов / В. А. Кудрин, Г. А. Исаев, В. А. Шишимиров // *Сталь*. – 2001. – № 11. – С. 18–22.

230. Наконечный, А. Я. О возможности десульфурации стали марганцем в процессе прямого легирования / А. Я. Наконечный, В. Н. Урцев, Р. В. Синяков [и др.] // *Сталь*. – 2009. – № 7. – С. 16–17.

231. Лахмунд, Х. Термодинамические и кинетические аспекты десульфурации стали при внепечной обработке / Х. Лахмунд, Ю. Се, К. Харсте // *ОАО «Черметинформация». Новости черной металлургии за рубежом*. – 2002. – № 3. – С. 62–63.

232. Lachmund, H. Thermodynamic and kinetic aspects of the desulphurization reaction in secondary metallurgy // H. Lachmund, Y. Xie, K. Harste // *Steel research*. – 2001. – Vol. 72. – № 11+12. – P. 452–459.

233. Шухао, Ч. Промышленное применение низкоосновного рафинировочного шлака для десульфурации кордовой стали / Ч. Шухао, В. Синьхуа, Х/Сяофэй [и др.] // *ОАО «Черметинформация». Новости черной металлургии за рубежом*. – 2014. – № 2. – С. 41–45.

234. Shu-Hao, C. Industrial application of desulphurization using low basicity refining slag in tire cord steel / C. Shu-Hao, W. Xinhua, H. Xiao-fei et al. // *Journal of iron and steel research, international*. – 2013. – Vol. 20. – № 1. – P. 26–33.

235. Ушаков, С. Н. Особенности ковшовой десульфурации при производстве низкосернистой трубной стали / С. Н. Ушаков, В. А. Бигеев, А. М. Столяров [и др.] // *Бюллетень «Черная металлургия»*. – 2020. – Т. 76. – № 7. – С. 716–720.

236. Смирнов, Н. А. Секция «внепечная обработка стали» / Н. А. Смирнов // *Сталь*. – 2005. – № 1. – С. 40–42.

237. Мантанг, С. Исследование технологии десульфурации стали X70 на агрегате ковш-печь / С. Мантанг, М. Фанг // *Сталь*. – 2008. – № 12. – С. 50–51.

238. Агапитов, Е. Б. Процессы десульфурации в агрегате ковш-печь с полыми электродами / Е. А. Агапитов, В. А. Бигеев, М. М. Ерофеев, М. А. Показтаева // *Сталь*. – 2008. – № 8. – С. 37–40.

239. Хидаят, М. Производство стали с особо низким содержанием серы на фирме «PT Krakatau steel», Индонезия / М. Хидаят, В. Басуки // ОАО «Черметинформация». *Новости черной металлургии за рубежом*. – 2004. – № 6. – С. 35–36.

240. Hidayat, M. Deep desulfurization process for producing ultra low sulfur steel at PT Krakatau steel / M. Hidayat, W. Basuki // *Seaisi Quarterly*. – 2004. – Vol. 33. – № 2. – P. 29–34.

241. Шешуков, О. Ю. Анализ влияния глиноземсодержащих добавок на шлакообразование при внепечной обработке стали / О. Ю. Шешуков, М. А. Михеенков, И. В. Некрасов [и др.] // *Бюллетень «Черная металлургия»*. – 2016. – № 7. – С. 56–64.

242. Шешуков, О. Ю. Сульфидная емкость глиноземистых шлаков внепечной обработки стали и активность анионов кислорода / О. Ю. Шешуков, И. В. Некрасов, С. Н. Бондарь [и др.] // *Бюллетень «Черная металлургия»*. – 2017. – № 2. – С. 31–33.

243. Ян, П. Десульфурация нержавеющей стали шлаками на основе CaO-Al₂O₃ при внепечной обработке / П. Ян, Х. Го, С. Хуан [и др.] // ОАО «Черметинформация». *Новости черной металлургии за рубежом*. – 2013. – № 5. – С. 50–53.

244. Yang, P. Desulfurization of stainless steel by using CaO-Al₂O₃ based slags during secondary metallurgy / P. Yang, X. Guo, S. Huang et al. // *ISI International*. – 2013. – Vol. 53. – № 3. – P. 459–467.

245. Воробьев, А. В. Разработка и освоение технологии производства стали с содержанием серы не более 15 ppm / А. В. Воробьев, А. В. Гнедаш, А. О. Носоченко // *Металлург*. – 2006. – № 3. – С. 46–49.

246. Гизатулин, Р. А. Математическая модель для оценки степени десульфурации стали на установке ковш-печь / Р. А. Гизатулин, О. И. Нохрина, В.

В. Наймушин // ОАО «Черметинформация». Бюллетень «Черная металлургия». – 2007. – № 7. – С. 23–25.

247. Горбовский, С. А. Освоение технологии производства автолистовой стали с особо низким содержанием серы / С. А. Горбовский, С. В. Казаков, А. М. Ламухин [и др.] // Сталь. – 2003. – № 9. – С. 40–42.

248. Бурмасов, С. П. Анализ массообменных процессов при ковшевом рафинировании стали в условиях газового перемешивания / С. П. Бурмасов, А. Г. Гудов, Ю. Г. Ярошенко [и др.] // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. – 2015. – Т. 58. – № 9. – С. 638–644.

249. Чичкарев, Е. А. Термодинамика и кинетика десульфурации стали шлаковыми смесями / Е. А. Чичкарев, Т. П. Пославская, С. А. Коваль [и др.] // ОАО «Черметинформация». Бюллетень «Черная металлургия». – 2009. – № 3. – С. 40–44.

250. Бигеев, В. А. Особенности производства низкосернистой стали с ограниченным содержанием водорода / В. А. Бигеев, А. О. Николаев, А. В. Брусникова // Сталь. – 2014. – № 4. – С. 18–20.

251. Чиен, М. Разработка технологии производства стали со сверхнизким содержанием серы / М. Чиен, Ю. Ли, О. Коу [и др.] // ОАО «Черметинформация». Новости черной металлургии за рубежом. – 2011. – № 2. – С. 37–38.

252 Chien, M. Development of melting technology for ultra-low sulfur steel / M. Chien, Y. Li, O. Kou et al. // AIG Tech processing – 2009. – № 1. – P. 949–955.

253. Храпов, Г. А. Повышение эффективности десульфурации на установках ковш-печь при обработке стали с низким содержанием кремния / Г. А. Храпов, О. Ю. Шиловских, Е. Н. Тюленьев, Ю. Н. Долгих // Сталь. – 2016. – № 3. – С. 12–13.

254. Такахаси, Д. Технология глубокой десульфурации стали в ковшепечи на фирме KSC / Д. Такахаси, М. Камо, Ю. Куроэ [и др.] // ОАО «Черметинформация». Новости черной металлургии за рубежом. – 2004. – № 1. – С. 40–41.

255. Takahashi, D. Deep steel desuiphurisation technology in ladle furnace at KSC / D. Takahashi, M. Kamo, Y. Kurose // Ironmaking and steelmaking – 2003. – Vol. 30 – № 2. – P. 116–119.

256. Кем, А. Ю. Разработка методики оценки технологических параметров процесса десульфурации стали в ковше / А. Ю. Кем, Е. Ю. Рощупкина, А.

А. Кожеуров // Бюллетень «Черная металлургия». – 2020. – Т. 76. – № 7. – С. 700–708.

257. Шалимов, А. Г. Анализ эффективности перемешивания металла в ковше на основе новых шведских разработок / А. Г. Шалимов // Сталь. – 2004. – № 1. – С. 25–30.

258. Трам, А. Дж. Индукционное перемешивание стали в агрегатах ковш-печь / А. Дж. Трам, П. Дж. Хэнли // ОАО «Черметинформация». Новости черной металлургии за рубежом. – 2004. – № 1. – С. 41–42.

259. Thrum, A. J. Induction versus gas in stirring in ladle furnaces / A. J. Thrum, P. J. Hanley // AISE steel technology. – 2003. – Vol. 80. – № 3. – P. 35–39.

260. Копылов, Г. А. Перспективы развития газодинамического перемешивания металла в ковше с применением боковой фурмы / Г. А. Копылов, А. В. Протасов // Бюллетень «Черная металлургия». – 2018. – № 12. – С. 55–59.

261. Кашакашвили, В. Г. Новый метод продувки стали инертными газами и порошкообразными реагентами / В. Г. Кашакашвили, Г. В. Кашакашвили, А. Г. Габисиан [и др.] // Сталь. – 2007. – № 3. – С. 26–28.

262. Агапитов, Е. Б. Разработка программы-поисковика для совершенствования режима обработки стали в агрегате ковш-печь / Е. Б. Агапитов, М. А. Покатаева // Сталь. – 2008. – № 11. – С. 54–56.

263. Горбовский, С. А. Предотвращение зарастания каналов сталеразливочных ковшей / С. А. Горбовский, С. В. Казаков, С. В. Ефимов [и др.] // Сталь. – 2003. – № 12. – С. 16–18.

264. Холаппа, Л. Роль шлаков в процессах рафинирования стали / Л. Холаппа, С. Нурми, С. Лоухенкилпи // ОАО «Черметинформация». Новости черной металлургии за рубежом. – 2009. – № 6. – С. 30–33.

265. Holappa, L. Role of slags in steel refining; is it really understood and fully exploited / L. Holappa, S. Nurmi, S. Louhenkilpi // La revue de metallurgie – 2009 – № 1. – P. 9–20.

266. Хлопонин, В. Н. Способ интенсификации перемешивания стали во внепечных агрегатах / В. Н. Хлопонин, И. В. Зинковский, Э. А. Шумахер // Сталь. – 2003. – № 5. – С. 20–25.

267. Письменов, С. А. Гидродинамика ванны при продувке металла в ковше-печи: физическое моделирование / С. А. Письменов, Д. Я. Поволоцкий,

А. А. Устюгов // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. – 2005. – № 3. – С. 5–6.

268. Чаттопадхьяй, К. Определение оптимального расположения продувочных пробок методом физического моделирования продувки металла в ковше / К. Чаттопадхьяй, А. Сенгупта, С. К. Аджмани [и др.] // ОАО «Черметинформация». Новости черной металлургии за рубежом. – 2010. – № 5. – С. 31–33.

269. Chattopadhyay, K. Optimisation of dual purging location for better mixing in ladle a water model study / K. Chattopadhyay, A. Sengupta, S. K. Ajmani et al. // Ironmaking and steelmaking . – 2009. – Vol. 36. – № 7. – P. 537–542.

270. Пиптюк, В. П. Оценка влияния конструкционно-компоновочных факторов на эффективность перемешивания расплава аргоном на установке ковш-печь большой мощности / В. П. Пиптюк, В. Ф. Поляков, С. Е. Самохвалов [и др.] // ОАО «Черметинформация». Бюллетень «Черная металлургия». – 2010. – № 6. – С. 36–40.

271. Пиптюк, В. П. Изучение методами моделирования возможностей повышения эффективности использования установок ковш-печь / В. П. Пиптюк, В. Ф. Поляков, Э. В. Приходько [и др.] // ОАО «Черметинформация». Бюллетень «Черная металлургия». – 2009. – № 8. – С. 22–28.

272. Живченко, В. С. Сравнительный анализ влияния локальной и шлейфовой продувки расплава на гидродинамику жидкой ванны / В. С. Живченко, С. А. Фролова, А. Ю. Соболев // Сталь. – 2011. – № 2. – С. 19–21.

273. Смирнов, А. Н. Исследование процессов перемешивания металла в сталеразливочном ковше при продувке инертным газом / А. Н. Смирнов, Д. А. Фоменко // ОАО «Черметинформация». Бюллетень «Черная металлургия». – 2011. – № 8. – С. 58–61.

274. Шумахер, Э. Э. Результаты импульсной продувки жидкой стали в ковше нейтральным газом / Э. Э. Шумахер, М. Ю. Семеняк, Б. М. Бойченко [и др.] // ОАО «Черметинформация». Бюллетень «Черная металлургия». – 2011. – № 3. – С. 45–47.

275. Штапура, Е. В. Моделирование продувки жидкой стали в ковше / Е. В. Штапура, Ю. И. Жаворонков, Б. М. Бойченко [и др.] // ОАО «Черметинформация». Бюллетень «Черная металлургия». – 2009. – № 5. – С. 43–46.

276. Живченко, В. С. Гомогенизация и рафинирование стали продувкой аргоном в шлейфовом мелкопузырьковом режиме / В. С. Живченко, А. И. Тро-

цан, С. А. Фролова // ОАО «Черметинформация». Бюллетень «Черная металлургия». – 2008. – № 2. – С. 70–75.

277. Морозов, А. Н. Водород и азот в стали / А. Н. Морозов. – Москва : Металлургия, 1968. – 283 с.

278. Смирнов, А. Н. Механизм влияния водорода на образование прорыва при непрерывной разливке стали / А. Н. Смирнов, М. В. Епишев, К. Е. Писмареv // Сталь. – 2009. – № 5. – С. 19–21.

279. Протасов, А. В. Актуальные проблемы создания агрегатов ковшевой обработки стали. Ч. 2. Процессы в условиях вакуума / А. В. Протасов // Сталь. – 2010. – № 12. – С. 20–26.

280. Кньюппель, Г. Раскисление и вакуумная обработка стали. Основы и технология ковшовой металлургии / Г. Кньюппель. – Москва : Металлургия, 1984. – 414 с.

281. Кньюппель, Г. Раскисление и вакуумная обработка стали. Термодинамические и кинетические закономерности / Г. Кньюппель. – Москва : Металлургия, 1973. – 312 с.

282. Зюбан, Н. А. Особенности струйного вакуумирования стали и проблемы дегазации при отливке крупных слитков / Н. А. Зюбан // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. – 2003. – № 5. – С. 32–35.

283. Чернышов, Е. А. Влияние вакуумной обработки жидкого металла на качество заготовок из легированной стали / Е. А. Чернышов, Е. Ю. Пичугина, И. М. Баев // Металлург. – 2014. – № 1. – С. 51–53.

284. Лукьянов, А. В. Усовершенствованный процесс ковшового вакуумирования стали / А. В. Лукьянов, А. П. Щеголев, А. М. Сорокин [и др.] // Сталь. – 2008 – № 9. – С. 15–19.

285. Лукьянов, А. В. Промышленные испытания нового процесса ковшового вакуумирования в сталеплавильном производстве ОАО «Северсталь» / А. В. Лукьянов, А. П. Щеголев, А. М. Сорокин [и др.] // Металлург. – 2008. – № 6. – С. 26–29.

286. Щеголев, Н. А. Особенности и преимущества ковшового вакуумирования стали по технологии VDF/VODF / Н. А. Щеголев, А. В. Лукьянов // Металлург. – 2009. – № 1. – С. 50–52.

287. Протасов, А. В. Состояние и перспективы развития ковшового вакуумирования жидкой стали / А. В. Протасов, Б. А. Сивак, А. В. Лукьянов [и

др.] // ОАО «Черметинформация». Бюллетень «Черная металлургия». – 2010. – № 11. – С. 38–43.

288. Карпухин, И. И. Новый подход к усовершенствованию процесса вакуумирования стали / И. И. Карпухин, А. В. Лукьянов, А. П. Щеголев // ОАО «Черметинформация». Бюллетень «Черная металлургия». – 2009. – № 4. – С. 46–48.

289. Щеголев, Н. А. Сокращение времени вакуумной обработки стали при VDF/VODF технологии / Н. А. Щеголев, М. А. Голенков // Бюллетень «Черная металлургия». – 2013. – № 11. – С. 38–40.

290. Небосов, Ю. И. Расчет кинетики удаления водорода в газовую фазу при ковшевом вакуумировании / Ю. И. Небосов, С. В. Сухарев, С. В. Казаков // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. – 2007. – № 7. – С. 16–18.

291. Стенхольм, К. Удаление водорода, азота и серы из инструментальной стали при вакуумной дегазации / К. Стенхольм, М. Андерссон, А. Тиллиандер [и др.] // ОАО «Черметинформация». Новости черной металлургии за рубежом. – 2013. – № 6. – С. 49–51.

292. Stenholm, K. Removal of hydrogen, nitrogen and sulphur from tool steel during vacuum degassing / K. Stenholm, M. Andersson, A. Tilliander et al // Iron-making and steelmaking . – 2013. – Vol. 40. – № 3. – P. 199–205.

293. Сухарев, С. В. Совершенствование технологии внепечной обработки колесной стали с использованием комплекса внепечной обработки / С. В. Сухарев, И. В. Кушнерев, С. А. Королев [и др.] // Металлург. – 2005. – № 3. – С. 34–38.

294. Ефимов, С. В. Освоение технологии производства стали IF с использованием ковшевого вакууматора VD-OB / С. В. Ефимов, С. Д. Зинченко, М. В. Филатов [и др.] // Сталь. – 2004 – № 7. – С. 18–20.

295. Бородин, Д. И. Изучение процесса самопроизвольного кипения при глубоком обезуглероживании под вакуумом / Д. И. Бородин, В. А. Фоменко, И. А. Петушков // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. – 2005. – № 4. – С. 17–20.

296. Сафонов, А. А. Освоение производства сталей с ограничениями по содержанию азота / А. А. Сафонов, В. В. Горбунов, В. И. Тазетдинов, Г. В. Торхов // Сталь. – 2013 – № 5. – С. 32–35.

297. Житлухин, Е. Г. Освоение и повышение эффективности технологии вакуумирования стали / Е. Г. Житлухин, В. В. Мелинг, Л. Е. Дресвянкина [и др.] // Сталь. – 2014 – № 6. – С. 12–14.

298. Тюленьев, Е. Н. Разработка технологии производства низколегированной стали с низким содержанием вредных примесей в условиях конвертерного цеха / Е. Н. Тюленьев, Ю. Н. Долгих, А. А. Коробков // Сталь. – 2014. – № 10. – С. 26–27.

299. Виноградов, С. В. Развитие вакуумирования стали в ОАО НТМК / С. В. Виноградов, М. А. Третьяков, А. А. Фетисов // Сталь. – 2007. – № 12. – С. 13–14.

300. Фетисов, А. А. Развитие процесса вакуумирования конвертерной стали на НТМК / А. А. Фетисов, А. А. Паньков, А. И. Щербаков, С. В. Виноградов // Сталь. – 2005. – № 6. – С. 65–66.

301. Николаев, О. А. Освоение технологии вакуумной обработки стали на двухпозиционной установке комплекса МНЛЗ-6 / О. А. Николаев, Д. Н. Чигасов, А. А. Степанова [и др.] // Сталь. – 2012. – № 2. – С. 25–30.

302. Сарычев, Б. А. Вакуумирование хромоникельмолибденовой стали на магнитогорском металлургическом комбинате / Б. А. Сарычев, О. А. Николаев, А. Ф. Сарычев, Д. И. Чигасов // Металлург. – 2006. – № 7. – С. 68–69.

303. Тахаутдинов, Р. С. Разработка и освоение технологии производства особомалюглеродистой стали для автомобилестроения / Р. С. Тахаутдинов, А. Д. Носов, А. Ф. Сарычев [и др.] // Сталь. – 2003. – № 4. – С. 20–23.

304. Бодяев, Ю. А. Вакуумирование стали процессом RH на магнитогорском металлургическом комбинате / Ю. А. Бодяев, Е. В. Бурмистрова, В. Г. Овсянникова, А. Д. Носов // ОАО «Черметинформация». Бюллетень «Черная металлургия». – 2003. – № 11. – С. 48–52.

305. Шраде, К. Новая концепция высокой производительности РГ-установки / К. Шраде, М. Гюллен, З. Зульхан [и др.] // Сталь. – 2006. – № 5. – С. 59–62.

306. Себякин, С. В. Изучение кинетических закономерностей обезуглероживания расплава в условиях циркуляционного вакуумирования стали / С. В. Себякин, И. А. Гельд // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. – 2008. – № 11. – С. 6–10.

307. Себякин, С. В. Изучение кинетических закономерностей обезуглероживания расплава в условиях циркуляционного вакуумирования стали конвертерного цеха № 1 НЛМК / С. В. Себякин, И. А. Гельд, Е. В. Берестюков // ОАО «Черметинформация». Бюллетень «Черная металлургия». – 2010. – № 5. – С. 55–59.

308. Ишметьев, Е. Н. Исследование оптимального управления процессом циркуляционного вакуумирования / Е. Н. Ишметьев, С. М. Андреев, Б. Н. Парсункин, З. Г. Салихов // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. – 2007. – № 3. – С. 51–54.

309. Бодяев, Ю. А. Выплавка и внепечная обработка IF-стали в кислородно-конвертерном цехе ОАО ММК / Ю. А. Бодяев, А. А. Степанова, В. В. Фролов // Металлург. – 2005. – № 8. – С. 44–45.

310. Аренхольд, Ф. Совершенствование работы установки циркуляционного вакуумирования на фирме «Thyssenkrupp» / Ф. Аренхольд, И. Кноп, Х. Либих // ОАО «Черметинформация». Новости черной металлургии за рубежом. – 2004. – № 5. – С. 30–32.

311. Ahrenhold, F. Experience with the second RH degasser at the Thyssenkrupp steelplant / F. Ahrenhold, I. Knopp, H. Liebig // MPT international. – 2004. – Vol. 41. – № 2. – P. 78–80.

312. Ван, Х. Ф. Новая технология глубокого обезуглероживания стали с инъекцией порошкообразного материала на установке циркуляционного вакуумирования / Х. Ф. Ван, Ф. П. Тан, Ю. Лин [и др.] // ОАО «Черметинформация». Новости черной металлургии за рубежом. – 2015. – № 5. – С. 38–41.

313. Wang, X. F. Development of novel RH degassing process with powder injection through snorkel nozzles / X. F. Wang, F. P. Tang, Y. Lin et al // Ironmaking and steelmaking. – 2014. – T. 41. – № 9. – P. 694–698.

314. Курихара, Т. Десульфурация стали оксидом кальция, вдуваемым в вакуумную камеру циркуляционного вакууматора через верхнюю фурму / Т. Курихара, Х. Уэхара, Х. Накато [и др.] // ОАО «Черметинформация». Новости черной металлургии за рубежом. – 2004. – № 4. – С. 31.

315. Kurihara, T. Desulfurization of steel melt by pulverized CaO blasted through top lance of vacuum vessel in RH degasser / T. Kurihara, H. Uehara, H. Nakato et al. // Journal of the iron and steel institute of Japan = tetsu-to-hagane. – 2003. – Vol. 89. – № 10. – P. 1018–1022.

316. Надиф, М. Методы десульфурации на предприятиях «Arcelormittal flat carbon western Europe» / М. Надиф, Дж. Суэро, К. Родесли / ОАО «Черметинформация». Новости черной металлургии за рубежом. – 2010. – № 3. – С. 32–34.

317. Nadif, M. Desulfurization practices in «Arcelormittal flat carbon western Europe» / M. Nadif, J. Suero, C. Rodhesly // La revue de metallurgie – CIT. 2009. – № 7–8. – P. 270–279.

318. Нормантон, А. Достижения в области внепечной обработки стали (по материалам XIII конференции и выставки Металлургической ассоциации Шеффилда SMEA, состоявшейся 24–25 июня 2004 г.) / А. Нормантон, С. Миллман, К. Брайдал // ОАО «Черметинформация». Новости черной металлургии за рубежом. – 2005. – № 4. – С. 40.

319. Normanton, A. Advances in secondary steelmaking and continuous casting / A. Normanton, S. Millman, K. Bridal // Ironmaking and steelmaking. – 2004. – Vol. 31. – № 5. – P. 347–355.

320. Дитрих, Р. Инновационная металлургия с установкой RH / Р. Дитрих, Т. Эйхерт, Д. Темберген [и др.] // ОАО «Черметинформация». Новости черной металлургии за рубежом. – 2009. – № 4. – С. 40–42.

321. Dittrich, R. Innovative RH metallurgy / R. Dittrich, T. Eichert, D. Tembergen et al. // AICTech 2008 proceedings. Report № 114. – P. 1–8.

322. Савельев, М. В. Анализ баланса серы по этапам металлургического производства на примере АО «ЕВРАЗ НТМК» / М. В. Савельев, О. Ю. Шешуков, А. А. Метелкин [и др.] // Сталь – 2020. – № 8. – С. 21–23.

323. Смирнов, Л. А. Конвертерный передел ванадиевого чугуна / Л. А. Смирнов, Ю. А. Дерябин, С. К. Носов [и др.]. – Екатеринбург : Сред.-Урал. кн. изд-во, 2000. – 528 с.

324. Савельев, М. В. Распределение серы по переделам металлургического производства АО «ЕВРАЗ НТМК» / М. В. Савельев, А. С. Ткачев, О. Ю. Шешуков [и др.] // В сборнике : Промышленное производство и металлургия. Материалы международной научно-технической конференции. Нижнетагильский технологический институт (филиал) УрФУ. – 2020. – С. 259–265.

325. Итоги науки и техники. Теория металлургических процессов. – Москва : «ВИНИТИ», 1987. – 208 с., ил.

326. Бурмасов С.П. Внепечное рафинирование стали в условиях газового перемешивания: методические указания к выполнению инженерных расчетов внепечной обработки стали / С.П. Бурмасов, А.Г. Гудов, А.М. Панфилов. – Екатеринбург : УрФУ, 2012. – 37 с.

327. Шешуков, О. Ю. Современная сталь: теория и технология : учебное пособие / О. Ю. Шешуков, И. В. Некрасов, А. А. Метелкин [и др.]. – Нижний Тагил : НТИ (филиал) УрФУ, 2020. – 400 с.

328. Итоги науки и техники. Теория металлургических процессов. – Москва : «ВИНИТИ», 1987. – 208 с.

329. Казачков, Е. А. Расчеты по теории металлургических процессов : учебное пособие для вузов. – Москва : Металлургия, 1988. – 288 с.

330. Метелкин, А. А. Применение ионной теории для расчета сульфидной емкости шлаков / А. А. Метелкин, О. Ю. Шешуков, М. В. Савельев [и др.] // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. – 2021. – Т. 64. – № 2. – С. 104–111.

331. Metelkin, A. A. Estimation of sulfide capacity of slags using ionic theory / A. A. Metelkin, O. I. Shevchenko, O. Y. Sheshukov, D. K. Egiazaryan, M. V. Savel'ev. *Steel in Translation*. – 2021. – Vol. 51. – № 2. – P. 73–78.

332. Метелкин, А. А. К вопросу о десульфурации стали в агрегате «ковш-печь» / А. А. Метелкин, О. Ю. Шешуков, М. В. Савельев [и др.] // В книге: Физико-химические основы металлургических процессов. Международная научная конференция имени академика А. М. Самарина, 2019. – С. 77.

333. Савельев, М. В. Расчет удаления серы в агрегате ковш-печь с помощью ионной теории шлаков / М. В. Савельев, О. Ю. Шешуков, Д. К. Егиазарьян [и др.] // В сборнике: Промышленное производство и металлургия. Материалы международной научно-технической конференции. – Нижний Тагил : НТИ (филиал) УрФУ. 2020. – С. 253–259.

334. Savelyev, M. V. Calculation of sulfur removal in ladle furnace unit by means of ionic theory of slags / M. V. Savelyev, O. Y. Sheshukov, D. K. Egiazar'yan, A. A. Metelkin, O. I. Shevchenko // In the collection: IOP Conference Series: Materials Science and Engineering. 15. Ser. "15th International Conference on Industrial Manufacturing and Metallurgy" 2020. – P. 012068.

335. Соммервиль, И. Д. Измерение, прогноз и применение емкостей металлургических шлаков : пер. с англ. // Инжекционная металлургия' 86. – Москва : Металлургия, 1990. – С. 107–120.

336. Новиков, В. К. Полимерная природа расплавленных шлаков : учебное пособие / В. К. Новиков, В. Н. Невидимов. – Екатеринбург : ГОУ ВПО УГТУ – УПИ, 2006. – 62 с.

337. Шешуков, О. Ю. Вопросы утилизации рафинировочных шлаков сталеплавильного производства / О. Ю. Шешуков, М. А. Михеенков, И. В. Некрасов [и др.]. – Нижний Тагил : НТИ (филиал) УрФУ, 2015. – 144 с.

338. Глинка, Н. Л. Общая химия : учебное пособие для вузов / Н. Л. Глинка / под ред. А. И. Ермакова. – Изд. 30-е, испр. – Москва : Интеграл-Пресс, 2003. – 728 с.

339. Sheshukov, O.Y. Electric characteristic of steel-making electric furnace and the process control / Sheshukov O.Y., Nekrasov I.V., Syvtsov A.V., Tsymbalist M.M., Stepanov A.I., Yegiazarian D.K., Kataev V.V. // Applied Mechanics and Materials – 2013. – Vols. 268-270. – pp. 1376-1379.

340. Шешуков, О.Ю. Оперативный контроль динамики окисленности и толщины шлака при обработке стали на агрегате ковш-печь [текст] / Шешуков О.Ю., Некрасов И.В., Сивцов А.В., Цымбалист М.М., Егиазарьян Д.К., Метелкин А.А. // Сталь – 2014. – №1. – С.14-16.

341. Sheshukov, O.Y. Dynamic monitoring of slag oxidation and thickness in the ladle-furnace unit / Sheshukov O.Y., Nekrasov I.V., Sivtsov A.V., Tsymbalist M.M., Egiazar'yan D.K., Metelkin A.A. // Steel in Translation – 2014. – Т. 44. – № 1 – С. 43-46.

342. Шешуков, О.Ю. Технологический режим и контроль внепечной обработки стали [текст] / Шешуков О.Ю., Егиазарьян Д.К., Лапин М.В., Некрасов И.В., Метелкин А.А., Овчинникова Л.А., Сапожникова Т.В., Сивцов А.В., Цымбалист М.М. // Черная металлургия: Бюллетень научно-технической информации – 2014. – Вып. 9 (1377). – С. 35-40.

343. Сивцов, А.В. Вентильный эффект электрической дуги и проблемы управления дуговыми печами [текст] / Сивцов А.В., Шешуков О.Ю., Цымбалист М.М., Некрасов И.В., Егиазарьян Д.К. // Металлург – 2015. – № 5. – С. 36-40.

344. Sivtsov A.V. The Valve Effect of an Electric ARC and Problems in Controlling Electric-ARC Furnaces / Sivtsov A.V., Sheshukov O.Yu., Tsymbalist M M., Nekrasov I.V., Egiazar'yan D.K. // Metallurgist – 2015. – Volume 59. – Issue 3. – pp 380-385.

345. Сивцов, А.В. Динамические вольт-амперные характеристики цепей с электрической дугой как средство контроля и управления технологическими режимами дуговых сталеплавильных печей [текст]: материалы XVI международной конференции «Современные проблемы электрометаллургии стали» в 2 ч. под ред. В.Е. Рощина / Сивцов А.В., Цымбалист М.М., Шешуков О.Ю., Некрасов И.В., Егиазарьян Д.К. // Челябинск: Издательский центр ЮУрГУ, 2015. – Ч.2. С. 66-69

346. Метелкин, А. А. Повышение стойкости футеровки агрегатов внепечной обработки стали : монография / А. А. Метелкин, О. Ю. Шешуков, И. В. Некрасов, О. И. Шевченко. – Нижний Тагил : НТИ (филиал) УрФУ, 2015. – 144 с.

347. Егиазарьян, Д. К. Разработка энерго-и ресурсосберегающей технологии обработки стали на агрегате «ковш-печь» на основе анализа физико-химических и электрических характеристик шлака : дис. ... канд. тех. наук : 05.16.02 : защищена 20.09.2016 : утв. 03.03.2017. Егиазарьян Денис Константинович. – Екатеринбург, 2016. – 213 с.

348. Попель, С. И. Теория металлургических процессов : учебное пособие для ВУЗов / С. И. Попель, А. И. Сотников, В. Н. Бороненков – Москва : Металлургия, 1986. – 463 с.

349. Френкель, Я. И. Кинетическая теория жидкостей / Я. И. Френкель. – Ленинград : Наука, 1975. – 487 с.

350. Wright, S. Viscosity of a CaO-MgO-Al₂O₃-SiO₂ Melt Containing Spinel Particles at 1646 K / S. Wright, L. Zhang, S. Sun, S. Jahanshahi // Metallurgical and Materials Transactions. – 2000. – Vol. 31B. – P. 97–104.

351. Явойский, В. И. Металлургия стали : учебник для вузов / В. И. Явойский, Ю. В. Кряковский, В. П. Григорьев [и др.]. – Москва : Металлургия, 1983. – 584 с.

352. Айзатулов, Р. С. Теоретические основы сталеплавильных процессов : учебное пособие для вузов / Р. С. Айзатулов, П. С. Харлашин, Е. В. Протопопов, Л. Ю. Назюта. – Москва : МИСИС. – 2002. – 320 с.

353. Мачикин, В. И. Повышение качества черных металлов / В. И. Мачикин, А. М. Зборщик, Е. Н. Складановский. – Киев : Техника. – 1981. – 161 с.

354. Воскобойников, В. Г. Свойства жидких доменных шлаков / В. Г. Воскобойников, Н. Е. Дунаев, А. Г. Михалевич [и др.]. – Москва : Metallurgia, 1975. – 184 с.

355. Аграчёва, Р. А. Основы теории металлургических процессов / Р. А. Аграчёва, И. П. Гофман. – Москва : Metallurgia. – 1965. – 274 с.

356. Ito, K. Study on the foaming of CaO-SiO₂-FeO slags: Part II. Dimensional analysis and foaming in iron and steelmaking processes / K. Ito, R. J. Fruehan // Metallurgical transactions B. – 1989. – Vol. – 20B. – Pp. 515–521.

357. Fruehan, R. J. Slag foaming in bath smelting // Metallurgical transactions B. – 1991. – Vol. – 22B. – Pp. 481–489.

358. Ito, K. Study on the foaming of CaO-SiO₂-FeO slags: Part I. Foaming parameters and experimental results / K. Ito, R. J. Fruehan // Metallurgical transactions B. – 1989. – Vol. – 20B. – Pp. 509–514.

359. Wright, S. Viscosity of a CaO-MgO-Al₂O₃-SiO₂ Melt Containing Spinel Particles at 1646 K/ S. Wright, L. Zhang, S. Sun, S. Jahanshahi // Metallurgical and Materials Transactions. – 2000. – Vol. – 31B. – Pp. 97–104.

360. Некрасов, И. В. Прогнозирование вязкости гетерогенных шлаков / И. В. Некрасов, В. Н. Невидимов, О. Ю. Шешуков // Строение и свойства металлических и шлаковых расплавов : Труды XII Российской конференции. – Т. 1. – Моделирование и расчет структуры и свойств неупорядоченных систем в конденсированном состоянии. – Екатеринбург : УрО РАН. – 2008. – С. 123–126.

361. Некрасов, И. В. Прогнозирование вязкости гетерогенных шлаков по ходу плавки / И. В. Некрасов // Перспективные материалы. Специальный выпуск (5) : Материалы V российской ежегодной конференции молодых научных сотрудников и аспирантов. – 11–13 ноября 2008 ; под. ред. академика РАН Ю. В. Цветкова и др. – Ноябрь 2008. – С. 217–220.

362. Некрасов, И. В. Разработка рационального режима плавки стального полупродукта в сверхмощных дуговых электропечах : дис. ... канд. тех. наук : 05.16.02 : защищена 05.03.10 : утв. 11.06.10 / Некрасов Илья Владимирович. – Екатеринбург. – 2012. – 145 с.

363. Некрасов, И. В. Оценка вязкости гетерогенных оксидных расплавов / И. В. Некрасов // Молодой ученый. – 2012. – № 12. – С. 95–98.

364. Дюдкин, Д. А. Производство стали. Т. 3. Внепечная металлургия стали / Д. А. Дюдкин, В. В. Кисиленко. – Москва : «Теплотехник», 2008. – 528 с.

365. Гизатулин, Р. А. Внепечные и ковшевые процессы обработки стали : учебное пособие для вузов / Р. А. Гизатулин, В. И. Дмитриенко. – Новокузнецк : СибГИУ, 2006. – 181 с.

366. Hupfer et al.: Stromungsmechanische und reaktionskinetische Vorga.nge bei der Vakuumbehandlung von flu.ssigem Stahl, Forschungsarbeit der Technischen Hochschule Clausthal, 1971.

367. Kuwabara T., Umezawa K., Mori K., Watanabe H. “Investigation of decarburization behaviour in RH-reactor and its operation improvement”, Trans. ISIJ. – Vol. 28. – 1988. – P. 305–314.

368. Ono, K. The Circulation Rate of RH-Degassing Process by Water Model Experiment / K. Ono, M. Yanagida, T. Katoh, M. Miwa, T. Okamoto // Denki Seiko 56 (1981), № 7. – P. 149–157.

369. Плешивцев, К. Н. Изучение процесса удаления водорода в циркуляционном вакууматоре в условиях КЦ-2 ПАО «НЛМК» / К. Н. Плешивцев, О. Ю. Шешуков, А. А. Метелкин, О. И. Шевченко // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. – 2021. – Т. 64.– № 8. – С. 543–549.

370. Pleshivtsev, K. N. Hydrogen removal in circulating vacuum degasser under conditions of PJSC NLMK / K. N. Pleshivtsev, O. Y. Sheshukov, A. A. Metelkin, O. I. Shevchenko / Izvestiya. Ferrous Metallurgy. – 2021. – Vol. 64. – No. 8. – Pp. 543–549.

371. Кабанов, Д. В. Моделирование движения расплава в системе циркуляционный вакууматор – сталеразливочный ковш с целью определения оптимальных параметров подачи нейтрального газа во впускной патрубков циркуляционного вакууматора / Д. В. Кабанов, А. А. Метелкин, О. И. Шевченко, К. Н. Плешивцев, И. Э. Игнатъев // Теория и технология металлургического производства. – 2019. – № 4. – С. 32–34.

372. Штеренлихт, Д. В. Гидравлика [Электронный ресурс] : учебник / Д. В. Штеренлихт. – Санкт-Петербург : Лань, 2015. – 656 с. [Электронный ресурс] <https://e.lanbook.com/book/64346>.

373. Минаев, Ю. А. Физико-химия в металлургии. (Термодинамика. Гидродинамика. Кинетика) : учебное пособие для вузов / Ю. А. Минаев, В. В. Яковлев. – Москва : «МИСИС», 2001. – 320 с.

374. Шахин, М. А. Перемешивание жидкого металла продувкой азотом в ковше. Применение, ограничения и контроль / М. А. Шахин, А. Эль-Никкайли, М. Эль-Зеки // Инжекционная металлургия 86: Труды конференции. – Москва : Металлургия, 1990. – 400 с.

375. Shevchenko, A. «Issledovanie I razrabotka techn. Vnepechoi obrabotki sp. I nizkolegerovannikh marak stali v 300-t kovshe azotom» Ph. D. Thesis, Intt. Steel and Alloys, Moscow, 1980 (In Russian).

376. Glinkov M. A., Menshikov V. N., and Urbanovich L. Y. : Izvestia Vuzov. Chernia metallurgija, 1973. Vol., pp 172–173.

377. Гизатулин, Р. А. Статистика пузырьков при продувке жидкости воздухом / Р. А. Гизатулин // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. – 2007. – № 8. – С. 26–29.

378. Богдан, Т. В. Описание кристаллических структур металлов в терминах шаровых упаковок и кладок : учебно-методическое пособие к общему курсу «Кристаллохимия» / Т. В. Богдан. – Москва : МГУ, 2015. – 29 с.

379. Метелкин А. А. Оптимизация технологических параметров вакуум-камеры с целью повышения стойкости футеровки в условиях конвертерного цеха АО ЕВРАЗ НТМК / А. А. Метелкин, О. Ю. Шешуков, А. С. Ткачев, О. И. Шевченко, Д. Э. Манзор // Черные металлы. – 2022. – № 10. – С. 22–25.

Определение нерастворенных частиц в оксидном расплаве,
формируемого в сталеразливочном ковше в (АКП)

Расчет жидкой фазы оксидного расплава проведем на примере стали, полученной в сталеплавильном цехе металлургического предприятия.

Концентрация оксидов в сформированном шлаке в сталеразливочном ковше, %: оксид кальция – 68,3; оксид кремния – 12,8; оксид магния – 9,3; оксид алюминия – 8,6; оксид железа – 0,5 %; оксид марганца – 0,5 %.

Определение характеристик оксидного расплава осуществляли по полимерной модели (ПМ) [336]. Расчет количества нерастворенных частиц оксидов в шлаке проводили по усовершенствованному алгоритму полимерной модели [362] (рисунок А1).

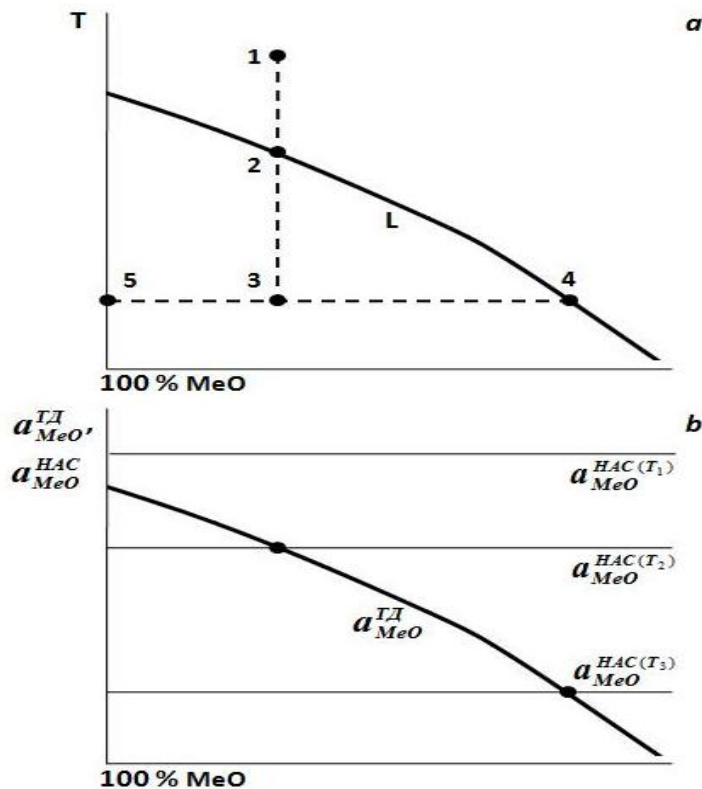


Рисунок А1 – Методика определения объема нерастворенных оксидов в оксидной системе и химического состава данной системы оксидов,
a – область теоретической схемы двойной оксидной системы;
b – зависимость термодинамической активности и активности насыщения при различных вариациях температуры и концентрации оксидов в шлаке

В диапазоне, соответствующей цифре 1, находящегося за пределами черты расплавления расплава L , первоначальный шлак обладает определенной температурой и концентрацией оксида.

Насыщение шлака оксидом в ПМ определяется по сравнению двух характеристик: $a_{\text{MeO}}^{\text{ТД}}$ и $a_{\text{MeO}}^{\text{НАС}}$ [336].

В диапазоне 1, с температурой T_1 , применимо неравенство (1), указывающее об отсутствии оксидов в твердой фазе (см. рисунок 1):

$$a_{\text{MeO}}^{\text{ТД}} < a_{\text{MeO}}^{\text{НАС}(T_1)}, \quad (1)$$

При снижении температуры от диапазона 1 до диапазона 2 идет снижение активности насыщения, но $a_{\text{MeO}}^{\text{НАС}}$ все еще выше термодинамической активности. В диапазоне 2 $a_{\text{MeO}}^{\text{НАС}}$, зависящая от температуры T_2 , сравнивается с $a_{\text{MeO}}^{\text{ТД}}$, что указывает на достижении предела насыщенности по искомому оксиду [336]:

$$a_{\text{MeO}}^{\text{ТД}} = a_{\text{MeO}}^{\text{НАС}(T_2)}, \quad (2)$$

Если и при уменьшении температуры от диапазона 2 до диапазона 3 предположить, что количество оксидов в шлаке остается постоянным (не уменьшается концентрация оксида), то термодинамическая активность повышается, чем, например, $a_{\text{MeO}}^{\text{НАС}(T_3)}$. Что свидетельствует о том, что жидкая фаза шлака с первоначальной концентрацией оксида при более низких $T_{\text{пл}}$ являться не может. Таким образом, уменьшая температуру меньше $T_{\text{пл}}$ будет происходить выпадение оксида в виде твердой фазы из жидкого шлака. При этом обязательно термодинамическая активность должна соответствовать активности насыщения. Если температура уменьшается от диапазона 1 до диапазона 2, то преобразование состава шлака будет идти по кривой 2...4 (см. рис А1).

В итоге, алгоритм расчета количества нерастворенных оксидов и химического состава жидкой системы оксидов гетерогенного шлака заключается в следующем:

- ✓ расчет наименьшей температуры, когда для всей системы оксидов $a_{\text{MeO}}^{\text{ТД}}$ не достигает $a_{\text{MeO}}^{\text{НАС}}$;
- ✓ снижение концентрации тех оксидов в расплаве, что бы соблюдалось условие равенства активности насыщения и термодинамической активности за счет уменьшения температуры ниже ликвидуса; уменьшение содержания оксидов в расплаве проводится так, чтобы

при каждом значении температуры термодинамическая активность соответствовала активности насыщения;

✓ расчет количества нерастворенных оксидов по балансу химического состава первоначального расплава при температуре плавления и системы оксидов в жидком состоянии при выделении твердых частиц в нем.

Таким образом, изложенные рассуждения позволяют рассчитать составы шлаков, отвечающих их гомогенизации, т. е. условию $a_{\text{MgO}} = a_{\text{MgOнас}}$, $a_{\text{CaO}} = a_{\text{CaOнас}}$, с помощью изменения содержания оксидов кальция и магния.

1. Рассчитаем a_{MgO} и a_{CaO} .

$$a_{\text{MgO}} = e^{\left(-\Delta H_{\text{MgO}} \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_{\text{плMgO}}} \right) \right)}, \quad (3)$$

$$a_{\text{CaO}} = e^{\left(-\Delta H_{\text{CaO}} \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_{\text{плCaO}}} \right) \right)} \quad (4)$$

где T – температура, °К;

$T_{\text{пл}}$ – температура MeO , °К;

R – универсальная газовая постоянная (8,31), Дж/(моль·К);

ΔH – теплота плавления Дж/моль.

Определим a_{MgO} при температуре 1550 °С:

$$a_{\text{MgO}} = e^{\left(-77456 \left(\frac{1}{1550} - \frac{1}{2793} \right) \right)} = e^{-2,10} = 1,22$$

Определим a_{CaO} при температуре 1550 °С:

$$a_{\text{CaO}} = e^{\left(-79549 \left(\frac{1}{1550} - \frac{1}{2838} \right) \right)} = e^{-1,93} = 1,45$$

2. Определение $a_{\text{MgOнас}}$ и $a_{\text{CaOнас}}$.

2.1. Выразим состав шлака через параметр n .

$$n = \frac{(\%i)}{M_i}, \quad (5)$$

где M_i – характеристика вещества, отношение массы вещества к его количеству i -го компонента.

Мольная доля i -го компонента будет равна

$$N_i = \frac{n_i}{\sum_{i=1}^k n_i}. \quad (6)$$

Результаты выполненных расчетов представлены в таблице А1.

Таблица А1

Наименование	Доля. %	М	n	N
Оксид алюминия	8,6	102,0	0,084	0,048
Оксид железа	0,5	72,0	0,069	0,004
Оксид марганца	0,5	71,0	0,07	0,004
Оксид магния	9,3	40,0	0,233	0,132
Оксид кальция	68,3	56,0	1,22	0,692
Оксид кремния	12,8	60,0	0,213	0,121

2.2. Определим параметр \bar{K}_n :

$$\ln \bar{K}_n = \sum_{q=1}^n \left(\frac{N_q}{\sum_{q=1}^n N_q} \right) \cdot \sum_{j=1}^k \left(\frac{N_j}{\sum_{j=1}^k N_j} \right) \ln K_{n, j-q}. \quad (7)$$

После раскрытия сумм, уравнение (3) примет вид

$$\begin{aligned} \ln \bar{K}_n = & \frac{N_{\text{SiO}_2}}{N_{\text{SiO}_2} + N_{\text{Al}_2\text{O}_3} + N_{\text{P}_2\text{O}_5}} \left(\frac{N_{\text{CaO}}}{N_{\text{CaO}} + N_{\text{MgO}} + N_{\text{FeO}}} \ln K_{n\text{CaO-SiO}_2} + \right. \\ & \left. + \frac{N_{\text{MgO}}}{N_{\text{CaO}} + N_{\text{MgO}} + N_{\text{FeO}}} \ln K_{n\text{MgO-SiO}_2} + \frac{N_{\text{FeO}}}{N_{\text{CaO}} + N_{\text{MgO}} + N_{\text{FeO}}} \ln K_{n\text{FeO-SiO}_2} \right) + \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
& + \frac{N_{Al_2O_3}}{N_{SiO_2} + N_{Al_2O_3} + N_{P_2O_5}} \left(\frac{N_{CaO}}{N_{CaO} + N_{MgO} + N_{FeO}} \ln K_{nCaO-Al_2O_3} + \right. \\
& + \frac{N_{MgO}}{N_{CaO} + N_{MgO} + N_{FeO}} \ln K_{nMgO-Al_2O_3} + \left. \frac{N_{FeO}}{N_{CaO} + N_{MgO} + N_{FeO}} \ln K_{nFeO-Al_2O_3} \right) + \\
& + \frac{N_{P_2O_5}}{N_{CaO} + N_{MgO} + N_{P_2O_5}} \ln K_{nMgO-P_2O_5} + \frac{N_{CaO}}{N_{CaO} + N_{MgO} + N_{FeO}} \ln K_{nCaO-P_2O_5} + \\
& + \frac{N_{MgO}}{N_{CaO} + N_{MgO} + N_{FeO}} \ln K_{nMgO-P_2O_5} + \frac{N_{FeO}}{N_{CaO} + N_{MgO} + N_{FeO}} \ln K_{nFeO-P_2O_5}. \quad (7)
\end{aligned}$$

Для расчета средней константы полимеризации нужны известные показатели, которые показаны в таблице А2.

Таблица А2

Необходимые показатели $T_{пл}$, $\Delta H_{пл}$, $\Delta H_{п}$ также \bar{K}_n в двойных системах MeO при температуре 1873 °К

Наименование	Оксид кальция	Оксид магния	Оксид марганца	Оксид железа
$T_{пл}, ^\circ K$	$2,8 \cdot 10^3$	$3,0 \cdot 10^3$	$2,1 \cdot 10^3$	$1,7 \cdot 10^3$
$\Delta H_{пл}, Дж/моль$	$7,9 \cdot 10^4$	$7,7 \cdot 10^4$	$5,4 \cdot 10^4$	$3,4 \cdot 10^4$
$\Delta H_{п}, Дж/моль$	$7,6 \cdot 10^4$	$7,6 \cdot 10^4$	$1,3 \cdot 10^4$	$0,3 \cdot 10^4$
$K_{n, MeO-SiO_2}$	$1,6 \cdot 10^{-3}$	$25,0 \cdot 10^{-3}$	$19,0 \cdot 10^{-2}$	1
$K_{n, MeO-Al_2O_3}$	$8,1 \cdot 10^{-3}$	$55,0 \cdot 10^{-3}$	$30,0 \cdot 10^{-2}$	1
$K_{n, MeO-P_2O_5}$	$2,0 \cdot 10^{-3}$	$25,0 \cdot 10^{-3}$	$19,0 \cdot 10^{-2}$	0,8
$K_{n, MeO-Fe_2O_3}$	0,012	$45,0 \cdot 10^{-3}$	$14,0 \cdot 10^{-2}$	0,28

2.3. Определим параметр α

$$\bar{K}_n = \frac{\alpha(1 - 3N_{SAF} - 2,5N_{P_2O_5} + 2\alpha \cdot N_{SAF} + 1,5\alpha \cdot N_{P_2O_5})}{\left(1 - \sum_{j=1}^k N_j\right)(1 - \alpha^2)} \quad (8)$$

Для определения степени полимеризации α уравнение (8) необходимо привести к квадратному уравнению вида

$$A \cdot \alpha^2 + B \cdot \alpha + C = 0, \quad (9)$$

где

$$A = (N_{\text{SiO}_2} + N_{\text{Al}_2\text{O}_3} + N_{\text{P}_2\text{O}_5}) \bar{K}_n - 2(N_{\text{SiO}_2} + N_{\text{Al}_2\text{O}_3}) - 1,5N_{\text{P}_2\text{O}_5} = -0,574, \quad (10)$$

$$B = 3(N_{\text{SiO}_2} + N_{\text{Al}_2\text{O}_3}) + 2,5N_{\text{P}_2\text{O}_5} - 2(N_{\text{SiO}_2} + N_{\text{Al}_2\text{O}_3} + N_{\text{P}_2\text{O}_5}) \bar{K}_n - 1 = -0,139, \quad (11)$$

$$C = (N_{\text{SiO}_2} + N_{\text{Al}_2\text{O}_3} + N_{\text{P}_2\text{O}_5}) \bar{K}_n = 2,98 \cdot 10^{-3}. \quad (12)$$

2.4. Расчет параметра $N_{\text{O}^{2-}}$

$$N_{\text{O}^{2-}} = \frac{1 - 3N_{\text{SAF}} - 2,5N_{\text{P}_2\text{O}_5} + 2\alpha \cdot N_{\text{SAF}} + 1,5\alpha \cdot N_{\text{P}_2\text{O}_5}}{1 - 2N_{\text{SAF}} - 1,5N_{\text{P}_2\text{O}_5} + \alpha \cdot N_{\text{SAF}} + 0,5\alpha \cdot N_{\text{P}_2\text{O}_5}} \quad (13)$$

2.5. Расчет параметров $a_{\text{MgOнас}}$ и $a_{\text{CaOнас}}$

$$\begin{aligned} \ln \alpha_{\text{CaO}} = & \ln(N_{\text{O}^{2-}} \cdot N_{\text{Ca}^{2+}}) + \frac{1 - \alpha}{(N_{\text{CaO}} + N_{\text{MgO}} + N_{\text{FeO}})^2} \times \\ & \times (N_{\text{MgO}} \cdot \ln \left[\left(\frac{K_{n\text{CaO-SiO}_2}}{K_{n\text{MgO-SiO}_2}} \right)^{N_{\text{SiO}_2}} \cdot \left(\frac{K_{n\text{CaO-Al}_2\text{O}_3}}{K_{n\text{MgO-Al}_2\text{O}_3}} \right)^{N_{\text{Al}_2\text{O}_3}} \cdot \left(\frac{K_{n\text{CaO-P}_2\text{O}_5}}{K_{n\text{MgO-P}_2\text{O}_5}} \right)^{N_{\text{P}_2\text{O}_5}} \cdot \left(\frac{K_{n\text{CaO-F}_2\text{O}_3}}{K_{n\text{MgO-F}_2\text{O}_3}} \right)^{N_{\text{F}_2\text{O}_3}} \right] + \\ & + (N_{\text{MnO}} \cdot \ln \left[\left(\frac{K_{n\text{CaO-SiO}_2}}{K_{n\text{MnO-SiO}_2}} \right)^{N_{\text{SiO}_2}} \cdot \left(\frac{K_{n\text{CaO-Al}_2\text{O}_3}}{K_{n\text{MnO-Al}_2\text{O}_3}} \right)^{N_{\text{Al}_2\text{O}_3}} \cdot \left(\frac{K_{n\text{CaO-P}_2\text{O}_5}}{K_{n\text{MnO-P}_2\text{O}_5}} \right)^{N_{\text{P}_2\text{O}_5}} \cdot \left(\frac{K_{n\text{CaO-F}_2\text{O}_3}}{K_{n\text{MnO-F}_2\text{O}_3}} \right)^{N_{\text{F}_2\text{O}_3}} \right] + \\ & + (N_{\text{FeO}} \cdot \ln \left[\left(\frac{K_{n\text{CaO-SiO}_2}}{K_{n\text{FeO-SiO}_2}} \right)^{N_{\text{SiO}_2}} \cdot \left(\frac{K_{n\text{CaO-Al}_2\text{O}_3}}{K_{n\text{FeO-Al}_2\text{O}_3}} \right)^{N_{\text{Al}_2\text{O}_3}} \cdot \left(\frac{K_{n\text{CaO-P}_2\text{O}_5}}{K_{n\text{FeO-P}_2\text{O}_5}} \right)^{N_{\text{P}_2\text{O}_5}} \cdot \left(\frac{K_{n\text{CaO-F}_2\text{O}_3}}{K_{n\text{FeO-F}_2\text{O}_3}} \right)^{N_{\text{F}_2\text{O}_3}} \right]), \quad (14) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \ln \alpha_{\text{MgO}} = & \ln(N_{\text{O}^{2-}} \cdot N_{\text{Mg}^{2+}}) + \frac{1 - \alpha}{(N_{\text{CaO}} + N_{\text{MgO}} + N_{\text{FeO}})^2} \times \\ & \times (N_{\text{CaO}} \cdot \ln \left[\left(\frac{K_{n\text{MgO-SiO}_2}}{K_{n\text{CaO-SiO}_2}} \right)^{N_{\text{SiO}_2}} \cdot \left(\frac{K_{n\text{MgO-Al}_2\text{O}_3}}{K_{n\text{CaO-Al}_2\text{O}_3}} \right)^{N_{\text{Al}_2\text{O}_3}} \cdot \left(\frac{K_{n\text{MgO-P}_2\text{O}_5}}{K_{n\text{CaO-P}_2\text{O}_5}} \right)^{N_{\text{P}_2\text{O}_5}} \cdot \left(\frac{K_{n\text{MgO-F}_2\text{O}_3}}{K_{n\text{CaO-F}_2\text{O}_3}} \right)^{N_{\text{F}_2\text{O}_3}} \right] + \\ & + (N_{\text{MnO}} \cdot \ln \left[\left(\frac{K_{n\text{MgO-SiO}_2}}{K_{n\text{MnO-SiO}_2}} \right)^{N_{\text{SiO}_2}} \cdot \left(\frac{K_{n\text{MgO-Al}_2\text{O}_3}}{K_{n\text{MnO-Al}_2\text{O}_3}} \right)^{N_{\text{Al}_2\text{O}_3}} \cdot \left(\frac{K_{n\text{MgO-P}_2\text{O}_5}}{K_{n\text{MnO-P}_2\text{O}_5}} \right)^{N_{\text{P}_2\text{O}_5}} \cdot \left(\frac{K_{n\text{MgO-F}_2\text{O}_3}}{K_{n\text{MnO-F}_2\text{O}_3}} \right)^{N_{\text{F}_2\text{O}_3}} \right] + \\ & + (N_{\text{FeO}} \cdot \ln \left[\left(\frac{K_{n\text{MgO-SiO}_2}}{K_{n\text{FeO-SiO}_2}} \right)^{N_{\text{SiO}_2}} \cdot \left(\frac{K_{n\text{MgO-Al}_2\text{O}_3}}{K_{n\text{FeO-Al}_2\text{O}_3}} \right)^{N_{\text{Al}_2\text{O}_3}} \cdot \left(\frac{K_{n\text{MgO-P}_2\text{O}_5}}{K_{n\text{FeO-P}_2\text{O}_5}} \right)^{N_{\text{P}_2\text{O}_5}} \cdot \left(\frac{K_{n\text{MgO-F}_2\text{O}_3}}{K_{n\text{FeO-F}_2\text{O}_3}} \right)^{N_{\text{F}_2\text{O}_3}} \right]), \quad (15) \end{aligned}$$

3. Определение состава гомогенной и гетерогенной фаз шлака.

Вычисление жидкой фазы оксидного расплава осуществляли с помощью ЭВМ по уравнениям (5)...(15), варьируя концентрациями в оксидной системе оксида магния и кальция, с условием, чтобы выполнялось требование $a_{\text{MgO}} = a_{\text{MgOнас}}$, $a_{\text{CaO}} = a_{\text{CaOнас}}$.

Трудность расчетов была определена варьированием концентраций оксидов магния и кальция в оксидном расплаве, т.к. при этом также перерасчитываются важные характеристики шлака \bar{K}_n , α и $N_{\text{O}^{2-}}$.

По представленному примеру были вычислены концентрации оксидов и наличие твердых фаз в шлаках рассматриваемых плавов.

Составы шлаков с содержанием твердых частиц и без них представлены в таблице А3.

Таблица А3

Составы гомогенной и гетерогенной фазы шлака

Состав шлака, %	CaO	SiO ₂	MgO	Al ₂ O ₃	FeO	MnO
Валовый состав	68,30	12,80	9,30	8,60	0,50	0,50
Гомогенная составляющая	53,58	21,50	8,78	14,46	0,84	0,84
Гетерогенная составляющая	36,25	0,00	4,10	0,00	0,00	0,00

Расчет динамики десульфурации стали

Расчет динамики десульфурации стали проведем по методическим указаниям, представленным в литературном источнике [326].

В условиях выплавки стали, большинство процессов рафинирования, в том числе и удаление серы, проходят в диффузионном режиме. Тогда изменение концентрации серы во времени описывается соотношением [326] (1).

$$[S] = [S]_{\text{равн}} + ([S]_0 - [S]_{\text{равн}}) \cdot \exp(-k_v \cdot \tau) \quad (1)$$

где $[S]_0$ – исходная концентрация серы в расплаве, %;

$[S]_{\text{равн}}$ – равновесное содержание серы, зависит от характеристик шлака %;

$[S]$ – действительное содержание серы в металле, %;

k – коэффициент объемного массопереноса, $\text{м} \cdot \text{с}^{-1}$;

τ – продолжительность обработки, с.

Коэффициент объемного массопереноса k_v , определяется по формуле (2) [358].

$$k_v = 0,0125 \cdot \varepsilon^{0,817} \quad (2)$$

где, ε – мощность перемешивания. Вт/кг.

Среди разновидностей перемешивания металла в ковше наибольшее распространение получило газовое перемешивание за счет продувки инертным газом. Определить параметр ε при продувке стали инертным газом в сталеразливочном ковше, Вт/кг, можно, используя соотношение (3) [326].

$$\varepsilon = G \cdot \frac{T}{273} \cdot \rho \cdot g \cdot H \quad (3)$$

где G – удельная интенсивность продувки, $\text{м}^2/(\text{кг} \cdot \text{с})$;

ρ – плотность металла, $\text{кг}/\text{м}^3$;

g – ускорение свободного падения, $\text{м} \cdot \text{с}^{-2}$;

H – высота металла в ковше, м.

Расход инертного газа, в большинстве случаев, задается и контролируется в единицу времени (л/мин). В этом случае расчет интенсивности продувки (G), рассчитывается по уравнению (4) [326].

$$G = \frac{Q}{6 \cdot 10^7 \cdot M_{Me}} \quad (4)$$

где Q – расход газа, л/мин;

M_{Me} – масса металла, т.

$[S]_{равн}$ определим по формуле (5) [358].

$$[S]_{равн} = \frac{[S]_0}{1 + \lambda \cdot L_S} \quad (5)$$

где $L = \frac{(S)_{равн}}{[S]_{равн}}$ – параметр поведения S между жидкой сталью и оксидным расплавом, доли единиц;

$$\lambda = \frac{m_{ш}}{M_{Me}} \text{ – технологический параметр, доли единицы (соотношение масс шлака (} m_{ш} \text{),}$$

и металла (M_{Me})).

Определим $[S]_{равн}$ по формуле (5) в зависимости от технологических параметров обработки стали, $[S]_0 = 0,025$ %, $m_{ш} = 2,5$ т, $M_{Me} = 179,55$ т, $L_S = 610$ доли единицы.

$$[S]_{равн} = \frac{[S]_0}{1 + \lambda \cdot L_S} = \frac{0,025}{1 + \frac{2,5}{179,55} \cdot 610} = 0,00263 \%$$

По формуле (4) рассчитаем интенсивность удельной интенсивности продувки (G), Средний расход газа $Q = 900$ л/мин.

$$G = \frac{Q}{6 \cdot 10^7 \cdot M_{Me}} = \frac{900}{6 \cdot 10^7 \cdot 179,55} = 8,35 \cdot 10^{-8} \text{ м}^3/(\text{кг} \cdot \text{с})$$

По формуле (3) рассчитаем удельную мощность перемешивания при продувке расплава.

$$\varepsilon = G \cdot \frac{T}{273} \cdot \rho \cdot g \cdot H = 8,35 \cdot 10^{-8} \cdot \frac{(1600 + 273)}{273} \cdot 7000 \cdot 9,81 \cdot 3,12 = 0,123 \text{ Вт/кг}$$

По формуле (2) рассчитаем коэффициент объемного массопереноса k_v .

$$k_v = 0,0125 \cdot \varepsilon^{0,817} = 0,0125 \cdot 0,123^{0,817} = 2,25 \cdot 10^{-3} \text{ с}^{-1}$$

Расчитаем фактическое содержание серы в расплаве в зависимости от времени обработки ($\tau = 40$ мин) по формуле (1).

$$[S] = 0,00263 + (0,025 - 0,00263 \cdot \exp(-2,25 \cdot 10^{-3} \cdot 40 \cdot 60)) = 0,00273 \%$$

На рисунке Б1 представлена динамика десульфурации расплава в зависимости от времени обработки.

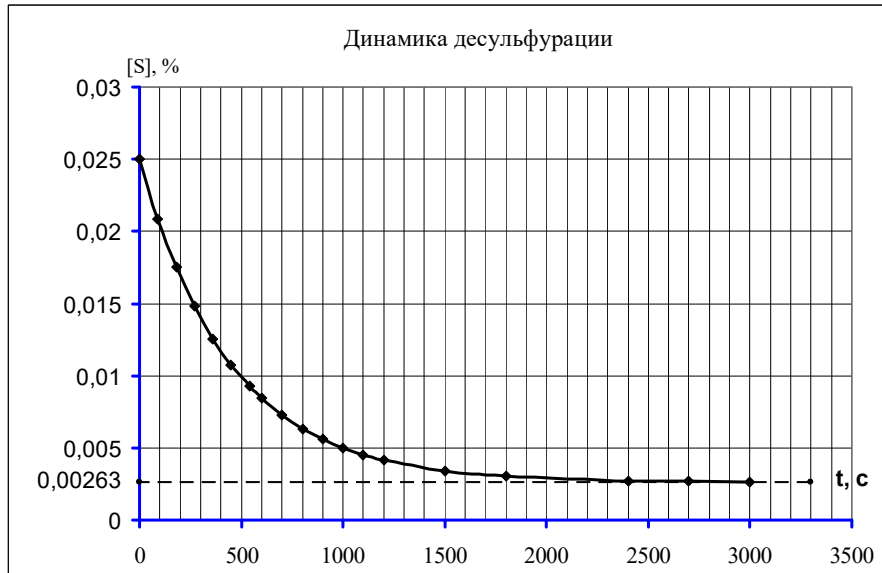


Рисунок Б1 - Динамика десульфурация стали, в зависимости от времени обработки

Дополнительно, по формулам (1)-(4) и данным, представленным на рисунке Б1, определим скорость удаления серы, данные представим на рисунке Б2.

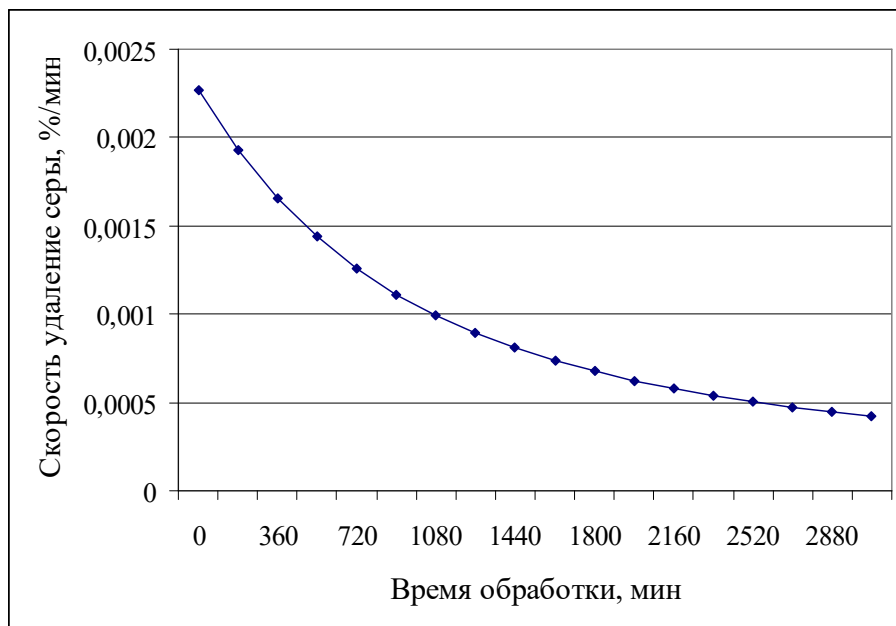


Рисунок Б2 – Скорость удаления серы

Из представленных расчетов и рисунков Б1 и Б2 и видно, что при технологических параметрах обработки стали в сталеразливочном ковше в АКП, более 90 % серы удаляется в шлак, скорость удаления серы после 35 минут обработки составляет 0,00057 %/мин, что является незначительной величиной для протекания реакций десульфурации, поэтому можно принять, что в анализируемых плавках достигается условное термодинамическое равновесие между металлом и шлаком по распределению серы.

Таблица В1 – Показатели проанализированных плавок с АКП

№ п/п	$L_{S_{факт}} =$	$L_{S_{расчет}} =$	$C_s =$	$\gamma[S] =$	$K_s =$	P_{O_2} 10^{-8}	CaO	Al ₂ O ₃	SiO ₂	MgO	Твердой фазы CaO, %	Твердой фазы MgO, %	Температура	$Y_{Al_2O_3}$
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
1	1269,6	1269,6	0,02377	305,0	1,02	6,26	30,52	6,22	52,66	9,44	0,00	0,00	1658,0	0,544
2	1256,3	1256,3	0,06099	309,3	1,02	16,01	30,05	7,56	51,81	9,38	0,00	0,00	1652,0	0,711
3	1102,6	1102,6	0,01256	365,0	1,04	3,24	36,29	6,83	50,37	6,07	0,00	10,03	1583,7	0,396
4	1230,2	1230,2	0,01092	359,3	1,05	2,58	35,55	8,37	49,24	6,37	0,00	12,64	1590,0	0,400
5	586,2	586,2	0,01383	356,0	1,02	6,74	36,08	6,93	50,46	6,08	0,00	11,60	1593,7	0,398
6	485,5	485,5	0,02622	326,9	1,02	16,79	37,07	6,41	51,11	4,98	0,00	6,72	1628,7	0,390
7	728,6	728,6	0,01430	355,4	1,02	5,64	36,27	6,41	50,90	5,98	0,00	9,29	1594,3	0,391
8	635,0	635,0	0,01730	307,2	1,02	9,05	34,47	6,64	50,59	6,94	0,00	0,00	1655,0	0,408
9	821,3	821,3	0,02356	307,2	1,02	9,53	28,57	5,87	52,48	11,92	0,00	0,00	1655,0	0,710
10	1212,9	1212,9	0,02446	305,0	1,02	6,74	31,50	8,96	50,47	7,91	0,00	9,65	1658,0	0,495
11	1192,8	1192,8	0,05427	311,5	1,02	14,90	31,59	7,60	51,34	8,14	0,00	2,99	1649,0	0,625
12	53,0	53,0	0,00129	338,4	1,02	7,32	37,35	6,32	50,91	4,97	0,00	11,68	1614,3	0,028
13	844,2	844,2	0,02049	309,3	1,02	8,00	31,71	8,03	51,12	8,00	0,00	5,07	1652,0	0,470
14	796,0	796,0	0,03591	300,1	1,02	15,33	31,45	7,34	51,98	8,08	0,00	3,72	1665,0	0,532
15	461,4	461,4	0,01013	363,5	1,02	6,16	33,81	6,32	51,60	7,83	0,00	6,39	1585,3	0,427

Продолжение таблицы В1

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
16	228,4	228,4	0,00397	302,2	1,02	5,87	33,57	6,39	52,14	6,78	0,00	9,15	1662,0	0,152
17	411,2	411,2	0,01567	296,7	1,02	13,10	31,38	8,58	51,10	7,87	0,00	8,28	1670,0	0,402
18	1150,5	1150,5	0,02879	294,7	1,02	8,66	33,42	7,85	51,19	6,53	0,00	11,82	1673,0	0,423
19	1060,8	1060,8	0,03763	292,6	1,02	12,37	32,16	6,85	52,49	7,53	0,00	5,60	1676,0	0,490
20	1140,4	1140,4	0,04526	295,3	1,02	13,71	27,12	6,68	52,66	11,82	0,00	0,00	1672,0	0,799
21	1113,6	1113,6	0,04304	290,0	1,02	13,60	28,70	6,54	53,57	9,84	0,00	0,78	1680,0	0,623
22	538,9	538,9	0,01011	343,4	1,02	5,56	35,06	7,11	50,81	6,60	0,00	5,90	1608,3	0,358
23	1218,7	1218,7	0,04871	292,0	1,02	13,96	27,06	6,27	53,91	11,07	0,00	0,00	1677,0	0,727
24	579,9	579,9	0,00849	377,6	1,05	4,09	35,57	9,40	48,06	6,53	0,27	7,25	1570,3	0,411
25	902,8	902,8	0,02030	286,1	1,02	8,02	28,71	6,50	53,99	9,87	0,00	1,45	1686,0	0,485
26	1232,4	1232,4	0,04821	302,2	1,02	13,20	28,46	6,39	53,67	10,39	0,00	1,44	1662,0	0,697
27	435,5	435,5	0,00969	367,2	1,06	6,41	31,63	6,40	52,14	9,42	0,00	0,32	1581,3	0,495
28	1357,8	1357,8	0,03267	313,7	1,02	7,82	28,35	6,00	53,88	10,77	0,00	7,43	1646,0	0,670
29	1170,5	1170,5	0,02510	300,6	1,04	7,40	30,89	6,92	53,00	8,77	0,00	5,04	1664,3	0,501
30	1720,2	1720,2	0,05935	326,6	1,02	10,78	28,24	6,31	53,21	10,99	0,00	7,03	1629,0	0,819
31	1166,5	1166,5	0,01470	363,5	1,05	3,62	33,50	7,00	51,08	8,01	0,00	1,22	1585,3	0,496
32	746,7	746,7	0,01420	357,5	0,98	5,21	31,35	7,09	50,55	10,61	0,00	0,00	1592,0	0,644
33	1228,8	1228,8	0,02007	290,6	1,02	5,73	28,16	6,24	54,09	10,33	0,00	0,61	1679,0	0,516
34	1468,1	1468,1	0,04558	315,2	1,02	10,05	27,52	5,88	53,95	11,31	0,00	4,05	1644,0	0,767
35	578,7	578,7	0,01893	355,7	1,02	9,38	36,05	7,86	48,95	5,79	0,00	10,21	1594,0	0,444

Продолжение таблицы В1

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
36	430,8	430,8	0,01198	358,7	1,00	7,77	27,15	7,49	52,56	12,39	0,00	0,48	1590,7	0,697
37	689,1	689,1	0,02881	356,6	1,02	11,96	31,72	6,62	51,67	9,06	0,00	2,68	1593,0	0,634
38	1408,9	1408,9	0,04411	288,7	1,02	11,06	26,64	5,50	55,15	11,45	0,00	2,01	1682,0	0,708
39	1422,5	1422,5	0,04193	294,0	1,02	10,23	29,08	6,56	53,62	9,78	0,00	5,87	1674,0	0,622
40	1285,9	1285,9	0,03208	296,0	1,02	8,60	27,76	7,70	52,66	10,47	0,00	5,79	1671,0	0,643
41	1450,7	1450,7	0,06004	292,6	1,02	14,43	27,67	5,88	54,74	10,87	0,00	1,63	1676,0	0,736
42	1600,4	1600,4	0,04564	339,2	1,01	8,51	28,29	6,17	53,71	11,40	0,00	6,67	1613,3	0,812
43	1281,8	1281,8	0,03045	290,6	1,02	8,34	30,22	6,80	52,82	8,76	0,00	6,33	1679,0	0,515
44	870,0	870,0	0,03075	334,3	1,06	11,21	33,73	9,80	48,98	7,07	0,23	4,20	1619,3	0,552
45	1181,5	1181,5	0,01804	358,7	1,04	4,44	32,74	8,01	50,45	8,39	0,00	3,07	1590,7	0,550
46	1126,1	1126,1	0,04691	323,5	1,02	13,13	27,15	6,68	53,27	11,67	0,00	4,25	1633,0	0,827
47	1329,8	1329,8	0,02156	380,2	1,03	4,38	31,92	7,26	51,07	9,32	0,00	5,39	1567,7	0,644
48	1055,8	1055,8	0,03346	305,0	1,02	10,60	32,65	5,99	52,61	7,49	0,00	8,99	1658,0	0,485
49	956,4	956,4	0,02813	318,9	1,02	9,41	34,01	7,21	51,05	6,74	0,00	10,54	1639,0	0,468
50	857,6	857,6	0,01622	300,1	1,02	6,43	33,86	7,07	51,54	6,44	0,00	9,70	1665,0	0,341
51	1216,0	1216,0	0,05903	309,3	1,02	16,01	35,43	8,34	49,99	5,44	0,00	11,31	1652,0	0,510
52	1701,7	1701,7	0,02445	356,6	1,02	4,11	35,27	8,15	49,26	6,42	0,00	10,99	1593,0	0,506
53	913,5	913,5	0,01931	366,0	1,05	6,09	39,78	8,20	48,05	3,51	0,00	13,21	1582,7	0,378
54	1659,3	1659,3	0,03063	351,4	1,02	5,36	34,51	7,47	50,28	6,98	0,00	2,95	1599,0	0,544
55	1365,8	1365,8	0,02834	337,6	1,00	6,13	39,92	9,90	46,97	2,77	0,86	10,52	1615,3	0,378

Продолжение таблицы В1

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
56	1146,9	1146,9	0,04314	302,9	1,02	12,67	30,09	6,31	53,33	9,30	0,00	1,98	1661,0	0,614
57	1099,2	1099,2	0,02912	294,7	1,02	9,17	32,99	8,49	50,74	6,70	0,00	5,81	1673,0	0,439
58	2024,5	2024,5	0,07582	305,0	1,02	12,52	29,10	6,37	53,22	10,20	0,00	0,00	1658,0	0,772
59	1059,3	1059,3	0,02448	303,6	1,02	7,77	27,81	5,65	54,50	10,97	0,00	1,22	1660,0	0,606
60	1059,8	1059,8	0,03696	300,8	1,02	11,82	28,32	5,97	53,95	10,44	0,00	0,81	1664,0	0,647
61	1229,9	1229,9	0,02630	310,0	1,02	7,04	28,89	5,96	53,81	10,32	0,00	0,05	1651,0	0,599
62	509,8	509,8	0,01920	302,2	1,02	12,71	26,14	6,16	49,67	16,65	0,00	0,00	1662,0	1,080
63	778,2	778,2	0,03935	303,6	1,02	16,99	23,74	7,58	52,70	14,83	0,00	0,00	1660,0	1,055
64	1691,9	1691,9	0,02109	380,8	1,03	3,36	33,06	7,30	50,69	8,52	0,00	5,59	1567,0	0,601
65	917,1	917,1	0,04410	299,4	1,02	16,38	24,46	7,70	51,77	14,82	0,00	0,00	1666,0	1,078
66	1354,0	1354,0	0,05266	305,0	1,02	13,01	23,27	8,08	51,23	16,15	0,00	0,00	1658,0	1,273
67	583,6	583,6	0,01399	374,1	1,03	6,57	31,79	6,06	46,51	15,23	0,00	0,00	1574,0	1,014
68	1391,5	1391,5	0,03624	302,9	1,02	8,77	31,69	8,49	51,16	7,92	0,00	2,39	1661,0	0,543
69	1346,3	1346,3	0,04192	365,0	1,01	8,63	26,78	5,64	54,29	12,88	0,00	2,40	1583,7	0,937
70	659,8	659,8	0,01073	292,6	1,02	5,67	29,31	7,96	50,71	11,04	0,00	0,00	1676,0	0,532
71	1515,2	1515,2	0,03849	374,7	1,02	6,90	26,69	5,52	54,30	13,06	0,00	6,15	1573,3	0,948
72	1549,6	1549,6	0,03540	309,3	1,02	7,53	27,66	6,66	51,95	12,64	0,00	0,00	1652,0	0,848
73	566,8	566,8	0,01435	354,6	1,06	7,54	33,97	6,58	51,44	7,58	0,00	4,08	1595,3	0,455
74	1003,4	1003,4	0,02044	352,2	1,05	6,10	36,00	9,04	48,63	5,88	0,00	9,75	1598,0	0,463
75	1417,7	1417,7	0,02861	340,3	1,02	6,05	34,78	7,29	50,43	6,60	0,00	13,30	1612,0	0,500

Продолжение таблицы В1

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
76	2278,1	2278,1	0,04277	342,0	1,02	5,60	34,78	7,31	50,41	6,63	0,00	13,53	1610,0	0,559
77	521,4	521,4	0,01183	326,1	0,99	6,91	39,88	7,35	49,45	2,89	0,00	6,90	1629,7	0,236
78	381,3	381,3	0,00750	330,8	0,99	5,91	39,40	6,82	49,99	3,36	0,00	6,89	1623,7	0,198
79	309,2	309,2	0,00834	326,4	0,99	8,20	39,65	6,51	50,26	3,14	0,00	11,09	1629,3	0,194
80	702,2	702,2	0,01558	324,3	1,02	6,98	33,58	9,90	48,36	6,62	0,25	6,03	1632,0	0,423
81	1234,9	1234,9	0,04922	293,3	1,02	13,86	29,23	6,37	53,65	9,64	0,00	6,86	1675,0	0,637
82	1058,0	1058,0	0,04026	297,4	1,02	13,05	29,01	7,09	53,02	9,81	0,00	5,22	1669,0	0,633
83	1023,1	1023,1	0,02272	292,0	1,02	7,76	28,01	6,74	53,69	10,40	0,00	2,73	1677,0	0,551
84	1287,4	1287,4	0,05874	294,7	1,02	15,80	29,12	6,32	53,70	9,76	0,00	7,01	1673,0	0,675
85	1099,7	1099,7	0,03702	297,4	1,02	11,55	26,55	6,15	54,60	11,67	0,00	5,09	1669,0	0,719
86	1162,7	1162,7	0,03388	299,4	1,02	9,93	27,00	6,23	54,37	11,39	0,00	4,74	1666,0	0,690
87	816,6	816,6	0,02996	315,2	1,02	11,87	26,69	6,37	54,07	11,94	0,00	3,70	1644,0	0,740
88	1118,0	1118,0	0,03207	332,2	1,02	8,81	26,57	6,33	53,58	12,26	0,00	3,88	1622,0	0,810
89	1139,1	1139,1	0,01766	315,9	1,02	5,00	27,39	6,33	53,75	11,42	0,00	5,83	1643,0	0,613
90	643,7	643,7	0,01967	300,1	1,02	10,39	28,21	6,21	54,12	10,61	0,00	7,39	1665,0	0,547
91	1171,1	1171,1	0,01456	390,1	1,01	3,23	26,95	5,79	53,79	13,04	0,00	3,00	1557,7	0,796
92	1000,6	1000,6	0,01699	313,7	1,02	5,52	27,15	6,29	53,86	11,54	0,00	5,13	1646,0	0,608
93	1545,5	1545,5	0,02225	394,1	1,04	3,81	32,24	6,95	49,38	11,02	0,00	0,00	1553,7	0,795
94	1156,2	1156,2	0,05605	310,0	1,02	15,95	21,83	6,33	55,63	15,28	0,00	0,43	1651,0	1,150
95	1372,6	1372,6	0,04375	302,2	1,02	10,76	23,86	9,24	52,76	13,26	0,00	4,41	1662,0	0,945

Продолжение таблицы В1

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
96	871,6	871,6	0,02375	307,2	1,02	9,05	21,13	6,02	56,25	15,80	0,00	4,75	1655,0	0,989
97	1208,7	1208,7	0,01549	371,5	1,01	3,50	27,79	6,75	52,15	12,91	0,00	0,00	1576,7	0,804
98	813,3	813,3	0,01371	359,6	1,02	4,79	37,39	8,71	48,40	5,05	0,00	11,03	1589,7	0,387
99	479,2	479,2	0,00922	346,2	1,06	5,88	32,94	9,65	49,11	7,86	0,04	7,78	1605,0	0,429
100	1018,1	1018,1	0,02054	338,1	1,02	6,11	36,46	6,91	50,66	5,55	0,00	6,11	1614,7	0,403
101	1358,8	1358,8	0,01847	339,2	1,01	4,05	30,41	5,96	52,42	10,80	0,00	0,00	1613,3	0,641
102	1792,6	1792,6	0,02210	386,7	1,03	3,28	29,30	6,61	52,35	11,29	0,00	8,80	1561,0	0,761
103	1302,4	1302,4	0,03310	346,5	1,01	7,44	28,79	5,66	53,94	11,20	0,00	0,05	1604,7	0,746
104	1406,8	1406,8	0,02449	382,8	1,03	4,66	31,40	6,82	51,60	9,75	0,00	6,43	1565,0	0,683
105	1665,3	1665,3	0,02715	377,6	1,03	4,43	32,49	5,91	51,85	9,32	0,00	0,00	1570,3	0,662
106	1971,6	1971,6	0,01961	382,8	1,03	2,66	35,84	5,79	51,21	6,66	0,00	13,06	1565,0	0,487
107	1393,4	1393,4	0,02398	378,9	1,04	4,74	30,44	6,46	52,29	10,40	0,00	0,22	1569,0	0,706
108	2021,9	2021,9	0,04997	388,4	1,02	6,51	33,22	6,51	51,26	8,54	0,00	10,06	1559,3	0,724
109	1085,7	1085,7	0,01941	367,2	1,02	4,99	28,63	6,67	52,71	11,54	0,00	8,99	1581,3	0,729
110	1484,9	1484,9	0,01970	391,1	1,04	3,54	29,73	6,03	52,72	11,07	0,00	7,19	1556,7	0,724
111	1341,7	1341,7	0,02903	391,1	1,05	5,79	31,59	6,59	51,68	9,73	0,00	2,18	1556,7	0,715
112	1263,1	1263,1	0,02153	394,8	1,03	4,43	31,43	6,50	51,77	9,89	0,00	2,02	1553,0	0,682
113	1537,4	1537,4	0,02283	390,1	1,02	3,88	30,05	5,68	52,98	10,85	0,00	9,71	1557,7	0,727
114	393,3	393,3	0,00806	352,8	1,05	6,08	30,97	6,84	47,39	14,39	0,00	0,00	1597,3	0,844
115	1403,8	1403,8	0,04540	342,5	1,01	9,57	29,24	6,23	52,57	11,56	0,00	0,00	1609,3	0,842

Продолжение таблицы В1

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
116	1983,0	1983,0	0,04174	374,7	1,04	5,86	34,40	9,40	48,45	7,32	2,10	4,45	1573,3	0,661
117	525,7	525,7	0,01239	384,4	1,02	6,28	32,67	7,02	48,55	11,35	0,00	0,00	1563,3	0,731
118	1836,5	1836,5	0,03366	374,4	0,99	4,83	30,70	6,29	52,42	10,18	0,00	3,35	1573,7	0,737
119	1650,9	1650,9	0,03134	370,6	1,03	5,27	31,05	6,85	51,81	9,84	0,00	10,40	1577,7	0,711
120	1646,0	1646,0	0,03531	362,0	1,05	6,20	35,47	6,49	47,99	9,64	0,00	0,00	1587,0	0,759
121	1410,2	1410,2	0,02830	377,6	1,03	5,45	31,02	6,74	51,86	9,96	0,00	4,45	1570,3	0,709
122	998,1	998,1	0,01827	352,5	1,03	5,33	28,71	7,33	52,16	11,40	0,00	0,00	1597,7	0,701
123	1504,2	1504,2	0,02745	360,2	1,02	5,15	28,89	5,87	51,83	13,01	0,00	0,00	1589,0	0,894
124	1489,2	1489,2	0,02701	324,8	1,01	5,65	26,65	7,62	51,69	13,62	0,00	0,00	1631,3	0,909
125	1395,5	1395,5	0,01667	343,7	1,03	3,57	27,58	12,09	46,65	13,28	2,80	0,00	1608,0	0,917
126	1473,3	1473,3	0,02712	357,2	1,01	5,22	27,41	5,64	48,76	17,79	0,00	0,00	1592,3	1,303
127	1513,2	1513,2	0,04709	383,1	0,98	7,98	27,92	6,29	49,49	15,88	0,00	0,00	1564,7	1,272
128	626,1	626,1	0,01431	330,0	1,04	7,20	34,85	5,72	52,33	6,66	0,00	10,03	1624,7	0,369
129	639,6	639,6	0,01528	348,2	1,02	6,99	36,78	6,28	50,96	5,53	0,00	12,67	1602,7	0,372
130	710,4	710,4	0,00990	355,1	1,05	4,14	35,84	8,19	49,40	6,12	0,00	10,92	1594,7	0,369
131	617,9	617,9	0,01189	367,2	1,02	5,35	36,85	6,13	50,81	5,75	0,00	13,69	1581,3	0,372
132	824,3	824,3	0,01167	345,6	1,06	4,32	37,05	8,88	48,57	5,05	0,00	10,83	1605,7	0,347
133	426,7	426,7	0,00629	377,6	1,05	4,09	35,89	7,02	50,13	6,49	0,00	11,45	1570,3	0,341
134	698,4	698,4	0,00694	372,5	1,04	2,79	36,25	7,01	50,07	6,17	0,00	12,34	1575,7	0,336
135	587,5	587,5	0,01016	368,4	1,06	4,96	38,71	7,92	48,60	4,33	0,00	8,84	1580,0	0,328

Продолжение таблицы В1

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
136	1603,0	1603,0	0,03060	374,7	1,02	5,17	27,05	6,18	53,57	12,76	0,00	6,37	1573,3	0,896
137	1817,9	1817,9	0,06716	348,8	0,99	10,46	32,78	6,04	52,39	8,38	0,00	0,19	1602,0	0,699
138	1810,4	1810,4	0,03044	348,8	1,04	5,04	30,96	5,84	53,09	9,68	0,00	6,39	1602,0	0,648
139	2112,0	2112,0	0,04455	373,4	1,04	5,89	30,26	6,73	52,12	10,44	0,00	8,84	1574,7	0,805
140	656,6	656,6	0,02001	348,5	1,02	8,92	35,86	7,03	50,55	6,11	0,00	7,20	1602,3	0,438
141	1057,9	1057,9	0,01478	363,5	1,04	3,98	32,36	6,71	49,92	10,61	0,00	0,00	1585,3	0,668
142	1202,7	1202,7	0,02009	362,0	1,03	4,74	30,15	9,18	50,10	10,15	0,00	4,77	1587,0	0,683
143	1369,7	1369,7	0,01509	379,8	1,05	3,04	29,28	6,56	52,51	11,23	0,00	3,57	1568,0	0,683
144	1005,5	1005,5	0,02725	364,7	1,02	7,57	31,00	6,20	52,53	9,84	0,00	3,93	1584,0	0,670
145	2004,7	2004,7	0,05377	365,3	1,03	7,54	33,39	6,21	51,77	8,15	0,00	10,75	1583,3	0,680
146	822,4	822,4	0,01337	378,9	1,03	4,40	30,70	8,11	50,67	10,10	0,00	0,38	1569,0	0,623
147	1322,3	1322,3	0,03321	368,1	1,04	7,10	32,65	5,97	52,21	8,74	0,00	4,43	1580,3	0,641
148	895,6	895,6	0,01397	349,3	1,04	4,64	32,49	5,96	51,56	9,58	0,00	0,00	1601,3	0,554
149	1815,3	1815,3	0,05815	339,2	0,99	9,32	29,94	5,07	50,82	13,76	0,00	0,00	1613,3	1,048
150	786,8	786,8	0,01588	349,9	1,00	5,78	26,68	6,36	50,68	15,87	0,00	0,00	1600,7	1,032
151	1811,0	1811,0	0,02667	379,8	1,04	4,05	34,86	9,35	48,27	7,06	4,74	6,45	1568,0	0,593
152	1919,7	1919,7	0,04115	366,6	1,04	6,07	36,63	6,72	50,33	5,85	0,00	10,96	1582,0	0,542
153	1537,3	1537,3	0,02387	287,6	0,98	5,30	30,03	6,64	53,79	9,12	0,00	3,41	1683,7	0,478
154	1508,5	1508,5	0,02165	353,7	1,03	4,17	30,49	7,90	51,11	10,09	0,00	0,00	1596,3	0,663
155	966,0	966,0	0,01273	355,1	1,01	3,76	28,81	6,05	52,80	11,93	0,00	0,00	1594,7	0,666
156	2115,9	2115,9	0,04628	386,1	1,04	5,91	36,70	9,35	47,63	5,86	5,88	7,07	1561,7	0,618

Продолжение таблицы В1

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
157	1787,3	1787,3	0,03108	347,9	1,01	5,06	34,80	8,24	49,77	6,73	0,00	11,72	1603,0	0,539
158	2096,9	2096,9	0,02582	352,2	0,98	3,43	34,01	6,85	51,20	7,49	0,00	10,64	1598,0	0,534
159	585,9	585,9	0,01817	367,2	1,05	8,91	35,23	6,46	51,00	6,87	0,00	6,96	1581,3	0,475
160	644,1	644,1	0,00944	375,3	1,06	4,13	32,17	6,49	51,75	9,12	0,00	5,11	1572,7	0,492
161	1526,8	1526,8	0,02332	354,0	1,05	4,54	33,03	9,80	48,61	8,15	3,18	0,00	1596,0	0,601
162	2028,8	2028,8	0,04037	374,7	1,04	5,52	36,34	5,87	51,11	6,21	0,00	14,09	1573,3	0,553
163	952,0	952,0	0,02234	354,6	1,03	6,79	33,18	7,58	50,74	8,05	0,00	12,66	1595,3	0,553
164	805,0	805,0	0,02152	310,0	0,98	8,44	34,32	6,97	51,73	6,53	0,00	8,08	1651,0	0,401
165	670,3	670,3	0,01874	344,5	1,02	8,30	36,04	5,43	52,02	6,06	0,00	9,63	1607,0	0,401
166	641,8	641,8	0,00998	340,9	1,06	4,83	35,90	6,40	51,23	6,02	0,00	6,64	1611,3	0,324
167	878,4	878,4	0,01322	359,6	1,06	4,42	36,92	9,60	47,74	5,29	3,27	7,51	1589,7	0,401
168	788,4	788,4	0,01157	379,8	1,05	4,05	32,43	6,74	51,42	8,99	0,00	2,06	1568,0	0,525
169	1474,8	1474,8	0,02332	325,8	0,98	4,76	39,60	6,81	50,00	3,13	0,00	7,77	1630,0	0,317
170	516,0	516,0	0,01121	335,9	1,02	6,59	36,31	6,02	51,55	5,70	0,00	6,35	1617,3	0,316
171	1714,4	1714,4	0,02744	348,8	1,01	4,65	29,32	6,28	52,69	11,31	0,00	0,00	1602,0	0,747
172	1769,1	1769,1	0,03475	323,3	1,01	6,14	27,52	6,14	54,23	11,68	0,00	4,31	1633,3	0,755
173	1288,7	1288,7	0,02535	357,2	1,01	5,59	26,28	6,20	54,01	13,08	0,00	5,34	1592,3	0,859
174	892,9	892,9	0,03985	358,4	1,01	12,60	31,61	5,96	51,95	10,06	0,00	0,00	1591,0	0,744
175	1399,0	1399,0	0,05943	350,8	1,01	12,28	31,11	5,94	49,11	13,42	0,00	0,00	1599,7	1,059
176	334,6	334,6	0,00741	325,1	1,02	6,95	34,31	5,84	52,49	6,95	0,00	1,28	1631,0	0,282
177	35,6	35,6	0,00091	358,7	0,98	7,03	31,19	7,17	49,76	11,45	0,00	0,00	1590,7	0,285

Окончание таблицы В1

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
178	359,7	359,7	0,00848	325,3	1,02	7,37	34,97	6,81	51,42	6,39	0,00	1,09	1630,7	0,293
179	614,9	614,9	0,01063	374,7	1,05	4,83	30,63	6,66	51,34	10,97	0,00	0,00	1573,3	0,625
180	1603,9	1603,9	0,04733	390,1	1,02	7,75	33,73	6,42	51,20	8,21	0,00	5,54	1557,7	0,699
181	464,8	464,8	0,01530	354,0	1,06	9,83	37,79	9,65	47,54	4,58	0,86	8,26	1596,0	0,386
182	420,5	420,5	0,01181	358,7	0,99	7,77	39,77	7,40	48,89	3,49	0,00	9,41	1590,7	0,302
183	1057,9	1057,9	0,02173	346,8	1,06	6,26	37,45	8,78	48,52	4,80	0,00	10,89	1604,3	0,418
184	528,9	528,9	0,01824	370,9	1,06	9,81	37,54	6,46	50,26	5,29	0,00	11,75	1577,3	0,418
185	1888,4	1888,4	0,04806	376,9	1,01	6,83	35,35	7,00	50,32	6,87	0,00	13,94	1571,0	0,626
186	750,7	750,7	0,01333	352,5	1,06	5,33	35,46	7,56	50,14	6,41	0,00	4,27	1597,7	0,408
187	667,4	667,4	0,01392	346,2	1,04	6,27	31,42	5,99	51,05	11,12	0,00	0,00	1605,0	0,651
188	1448,0	1448,0	0,02404	366,6	1,03	4,65	32,24	7,38	51,04	8,90	0,00	7,88	1582,0	0,621
189	804,0	804,0	0,01547	365,0	1,02	5,40	30,39	6,30	52,59	10,30	0,00	0,00	1583,7	0,609
190	1568,6	1568,6	0,05461	375,0	1,04	9,64	34,19	6,88	50,83	7,68	0,00	5,39	1573,0	0,680
191	1668,3	1668,3	0,02269	374,4	1,05	3,80	30,07	6,73	52,09	10,69	0,00	0,00	1573,7	0,715
192	1139,1	1139,1	0,02438	366,6	1,04	6,07	32,71	6,06	52,14	8,67	0,00	4,73	1582,0	0,591
193	1672,2	1672,2	0,03456	352,5	1,04	6,09	33,13	6,19	52,06	8,17	0,00	8,99	1597,7	0,599
194	1922,2	1922,2	0,02846	387,4	1,03	3,92	30,35	9,20	49,66	10,37	0,70	1,72	1560,3	0,790
195	1388,7	1388,7	0,03180	343,7	1,01	6,75	27,64	7,78	50,92	13,25	0,00	0,00	1608,0	0,945
196	833,5	833,5	0,01064	373,1	1,01	3,47	31,79	6,42	51,98	9,38	0,00	4,98	1575,0	0,517

Таблица Г1 – Граница перехода шлака из гетерогенного состояния в гомогенное в зависимости от его состава

Температура 1540-1550 °С																																
Al ₂ O ₃	3,4	4,3	5,2	6,1	7,0	8,0	8,9	9,9	10,9	11,9	12,9	13,9	15,0	16,0	17,1	18,2	19,3	20,5	21,6	22,8	24,0	25,2	26,5	27,8	29,1	30,4	31,7	33,1	34,5	36,0	37,4	
FeO	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,6	
MnO	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,6	
MgO	8,6	8,6	8,6	8,7	8,7	8,7	8,7	8,7	8,7	8,8	8,8	8,8	8,8	8,8	8,8	8,9	8,9	8,9	8,9	8,9	8,9	8,9	9,0	9,0	9,0	9,0	9,0	9,0	9,1	9,1	9,1	9,1
CaO	57,5	57,2	56,9	56,7	56,4	56,1	55,8	55,5	55,2	54,9	54,6	54,2	53,9	53,6	53,2	52,9	52,6	52,2	51,8	51,4	51,1	50,7	50,3	49,9	49,5	49,1	48,7	48,2	47,8	47,3	46,8	
SiO ₂	29,8	29,1	28,5	27,8	27,2	26,5	25,8	25,1	24,4	23,7	23,0	22,2	21,5	20,7	20,0	19,2	18,4	17,5	16,7	15,9	15,0	14,1	13,2	12,3	11,4	10,5	9,5	8,5	7,6	6,5	5,5	
Температура 1550–1560 °С																																
Al ₂ O ₃	3,4	4,3	5,2	6,1	7,0	7,9	8,9	9,8	10,8	11,8	12,8	13,8	14,9	15,9	17,0	18,1	19,2	20,4	21,5	22,7	23,9	25,1	26,4	27,6	28,9	30,3	31,6	33,0	34,4	35,8	37,3	
FeO	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	
MnO	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	
MgO	8,7	8,7	8,7	8,7	8,8	8,8	8,8	8,8	8,8	8,8	8,8	8,9	8,9	8,9	8,9	8,9	8,9	8,9	9,0	9,0	9,0	9,0	9,0	9,0	9,1	9,1	9,1	9,1	9,2	9,2	9,3	
CaO	57,5	57,3	57,0	56,7	56,4	56,2	55,9	55,6	55,3	55,0	54,6	54,3	54,0	53,7	53,3	53,0	52,7	52,3	51,9	51,5	51,2	50,8	50,4	50,0	49,6	49,2	48,8	48,3	47,9	47,4	46,9	
SiO ₂	29,6	29,0	28,4	27,7	27,1	26,4	25,7	25,0	24,3	23,6	22,9	22,1	21,4	20,6	19,9	19,1	18,3	17,5	16,6	15,8	14,9	14,1	13,2	12,3	11,4	10,4	9,5	8,5	7,5	6,5	5,5	
Температура 1560–1580 °С																																
Al ₂ O ₃	3,4	4,2	5,1	6,0	7,0	7,9	8,8	9,8	10,8	11,8	12,8	13,8	14,8	15,9	17,0	18,0	19,2	20,3	21,4	22,6	23,8	25,0	26,3	27,5	28,8	30,1	31,5	32,8	34,2	35,6	37,1	
FeO	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	
MnO	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	
MgO	8,8	8,8	8,8	8,8	8,8	8,8	8,9	8,9	8,9	8,9	8,9	8,9	8,9	9,0	9,0	9,0	9,0	9,0	9,0	9,0	9,1	9,1	9,1	9,1	9,2	9,2	9,2	9,2	9,3	9,3	9,3	
CaO	57,6	57,4	57,1	56,8	56,5	56,2	55,9	55,7	55,4	55,0	54,7	54,4	54,1	53,8	53,4	53,1	52,8	52,4	52,0	51,6	51,3	50,9	50,5	50,1	49,7	49,3	48,9	48,4	48,0	47,5	47,1	
SiO ₂	29,5	28,9	28,2	27,6	26,9	26,3	25,6	24,9	24,2	23,5	22,8	22,0	21,3	20,5	19,8	19,0	18,2	17,4	16,6	15,7	14,9	14,0	13,1	12,2	11,3	10,4	9,4	8,5	7,5	6,5	5,5	
Температура 1580–1600 °С																																
Al ₂ O ₃	3,3	4,2	5,1	6,0	6,9	7,8	8,7	9,7	10,7	11,6	12,6	13,7	14,7	15,7	16,8	17,9	19,0	20,1	21,2	22,4	23,6	24,8	26,0	27,3	28,5	29,8	31,2	32,5	33,9	35,3	36,7	
FeO	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	
MnO	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	
MgO	8,9	8,9	8,9	8,9	9,0	9,0	9,0	9,0	9,0	9,0	9,1	9,1	9,1	9,1	9,1	9,1	9,1	9,2	9,2	9,2	9,2	9,2	9,2	9,3	9,3	9,3	9,4	9,4	9,4	9,5	9,5	
CaO	57,8	57,5	57,3	57,0	56,7	56,4	56,1	55,8	55,5	55,2	54,9	54,6	54,3	54,0	53,6	53,3	53,0	52,6	52,3	51,9	51,5	51,1	50,7	50,3	49,9	49,5	49,1	48,7	48,2	47,7	47,3	
SiO ₂	29,2	28,6	28,0	27,3	26,7	26,0	25,4	24,7	24,0	23,3	22,6	21,8	21,1	20,4	19,6	18,8	18,0	17,2	16,4	15,6	14,7	13,9	13,0	12,1	11,2	10,3	9,4	8,4	7,4	6,4	5,4	

Температура 1600–1620 °С																																
Al ₂ O ₃	3,3	4,2	5,0	5,9	6,8	7,7	8,7	9,6	10,6	11,5	12,5	13,5	14,5	15,6	16,6	17,7	18,8	19,9	21,0	22,2	23,3	24,5	25,8	27,0	28,3	29,5	30,9	32,2	33,6	35,0	36,4	
FeO	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	
MnO	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	
MgO	9,0	9,1	9,1	9,1	9,1	9,1	9,1	9,1	9,2	9,2	9,2	9,2	9,2	9,2	9,3	9,3	9,3	9,3	9,3	9,3	9,4	9,4	9,4	9,5	9,5	9,5	9,6	9,6	9,6	9,6	9,7	
CaO	58,0	57,7	57,5	57,2	56,9	56,6	56,3	56,1	55,8	55,5	55,2	54,8	54,5	54,2	53,9	53,5	53,2	52,9	52,5	52,1	51,7	51,4	51,0	50,6	50,2	49,8	49,3	48,9	48,5	48,0	47,6	
SiO ₂	28,9	28,3	27,7	27,1	26,4	25,8	25,1	24,4	23,7	23,0	22,3	21,6	20,9	20,2	19,4	18,6	17,9	17,1	16,3	15,4	14,6	13,7	12,9	12,0	11,1	10,2	9,3	8,3	7,3	6,4	5,3	
Температура 1620–1640 °С																																
Al ₂ O ₃	3,3	4,1	5,0	5,9	6,7	7,6	8,6	9,5	10,4	11,4	12,4	13,4	14,4	15,4	16,4	17,5	18,6	19,7	20,8	21,9	23,1	24,3	25,5	26,7	27,9	29,2	30,5	31,8	33,2	34,6	36,0	
FeO	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	
MnO	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	
MgO	9,2	9,2	9,3	9,3	9,3	9,3	9,3	9,3	9,3	9,4	9,4	9,4	9,4	9,4	9,4	9,5	9,5	9,5	9,5	9,6	9,6	9,6	9,7	9,7	9,7	9,7	9,7	9,8	9,8	9,8	9,8	9,9
CaO	58,2	57,9	57,7	57,4	57,1	56,8	56,5	56,3	56,0	55,7	55,4	55,1	54,7	54,4	54,1	53,8	53,4	53,1	52,7	52,3	51,9	51,6	51,2	50,8	50,4	50,0	49,6	49,1	48,7	48,3	47,8	
SiO ₂	28,6	28,0	27,4	26,8	26,1	25,5	24,8	24,2	23,5	22,8	22,1	21,4	20,7	19,9	19,2	18,4	17,7	16,9	16,1	15,3	14,4	13,6	12,7	11,9	11,0	10,1	9,2	8,2	7,3	6,3	5,3	
Температура 1640 и более °С																																
Al ₂ O ₃	3,2	4,1	4,9	5,8	6,7	7,6	8,5	9,4	10,3	11,3	12,2	13,2	14,2	15,2	16,3	17,3	18,4	19,5	20,6	21,7	22,8	24,0	25,2	26,4	27,6	28,9	30,2	31,5	32,8	34,2	35,6	
FeO	0,3	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	
MnO	0,3	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	
MgO	9,4	9,4	9,5	9,5	9,5	9,5	9,5	9,5	9,5	9,6	9,6	9,6	9,6	9,6	9,6	9,7	9,7	9,7	9,7	9,8	9,8	9,8	9,9	9,9	9,9	9,9	10,0	10,0	10,0	10,0	10,1	
CaO	58,4	58,1	57,9	57,6	57,3	57,0	56,8	56,5	56,2	55,9	55,6	55,3	55,0	54,6	54,3	54,0	53,7	53,3	53,0	52,5	52,2	51,8	51,4	51,0	50,6	50,2	49,8	49,4	49,0	48,6	48,1	
SiO ₂	28,3	27,7	27,1	26,4	25,8	25,2	24,5	23,9	23,2	22,5	21,8	21,1	20,4	19,7	19,0	18,2	17,5	16,7	15,9	15,1	14,3	13,4	12,6	11,7	10,8	10,0	9,0	8,1	7,2	6,2	5,2	

Таблица Д1 – Расчетные показатели гетерогенного шлака по распределению серы между шлаком и металлом раскисленным Al+C₂Sa при температуре 1545 °С

№ шлака	[S] ₀ начальная концентрация серы в металле	[S] _к конечная концентрация серы в металле	Состав шлака, %				G интенсивность продувки металла во внепечном агрегате инертным газом, м ³ /с	Λ кратность шлака в агрегате внепечной обработки	Cs, 10 ⁻⁴	γ[S]	Ks	Po ₂ , 10 ⁻⁸	Ls
			CaO	Al ₂ O ₃	SiO ₂	MgO							
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
1	0,0250	0,0236	57,5	3,4	29,8	8,6	0,0033	0,0132	0,65	1,05	375	4	4,56
2	0,0250	0,0225	56,9	5,2	28,5	8,6	0,0033	0,0132	1,18	1,05	375	4	8,24
3	0,0250	0,0211	56,4	7	27,2	8,7	0,0033	0,0132	2,02	1,05	375	4	14,16
4	0,0250	0,0192	55,8	8,9	25,8	8,7	0,0033	0,0132	3,29	1,05	375	4	23,03
5	0,0250	0,0172	55,2	10,9	24,4	8,7	0,0033	0,0132	4,92	1,05	375	4	34,41
6	0,0250	0,0154	54,6	12,9	23	8,8	0,0033	0,0132	6,71	1,05	375	4	46,95
7	0,0250	0,0141	53,9	15	21,5	8,8	0,0033	0,0132	8,36	1,05	375	4	58,52
8	0,0250	0,0134	53,2	17,1	20	8,8	0,0033	0,0132	9,34	1,05	375	4	65,41
9	0,0250	0,0133	52,6	19,3	18,4	8,9	0,0033	0,0132	9,59	1,05	375	4	67,10
10	0,0250	0,0140	51,8	21,6	16,7	8,9	0,0033	0,0132	8,47	1,05	375	4	59,32
11	0,0250	0,0158	51,1	24	15	8,9	0,0033	0,0132	6,33	1,05	375	4	44,30
12	0,0250	0,0183	50,3	26,5	13,2	9	0,0033	0,0132	3,96	1,05	375	4	27,69
13	0,0250	0,0212	49,5	29,1	11,4	9	0,0033	0,0132	1,95	1,05	375	4	13,65
14	0,0250	0,0233	48,7	31,7	9,5	9	0,0033	0,0132	0,81	1,05	375	4	5,70
15	0,0250	0,0245	47,8	34,5	7,6	9,1	0,0033	0,0132	0,24	1,05	375	4	1,67

Продолжение таблицы Д1 – Расчетные показатели гетерогенного шлака по распределению серы между шлаком и металлом раскисленным Al

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
1	0,0250	0,0237	57,5	3,4	29,8	8,6	0,0033	0,0132	0,6	1,05	406	4	4,06
2	0,0250	0,0227	56,9	5,2	28,5	8,6	0,0033	0,0132	1,2	1,05	406	4	7,57
3	0,0250	0,0211	56,4	7	27,2	8,7	0,0033	0,0132	2,1	1,05	406	4	13,87
4	0,0250	0,0188	55,8	8,9	25,8	8,7	0,0033	0,0132	3,9	1,05	406	4	25,13
5	0,0250	0,0158	55,2	10,9	24,4	8,7	0,0033	0,0132	6,8	1,05	406	4	44,01
6	0,0250	0,0127	54,6	12,9	23	8,8	0,0033	0,0132	11,4	1,05	406	4	73,69
7	0,0250	0,0097	53,9	15	21,5	8,8	0,0033	0,0132	18,6	1,05	406	4	120,10
8	0,0250	0,0073	53,2	17,1	20	8,8	0,0033	0,0132	28,7	1,05	406	4	185,45
9	0,0250	0,0053	52,6	19,3	18,4	8,9	0,0033	0,0132	43,7	1,05	406	4	282,56
10	0,0250	0,0039	51,8	21,6	16,7	8,9	0,0033	0,0132	62,8	1,05	406	4	406,61
11	0,0250	0,0031	51,1	24	15	8,9	0,0033	0,0132	83,9	1,05	406	4	543,03
12	0,0250	0,0025	50,3	26,5	13,2	9	0,0033	0,0132	104,5	1,05	406	4	676,10
13	0,0250	0,0023	49,5	29,1	11,4	9	0,0033	0,0132	116,2	1,05	406	4	752,09
14	0,0250	0,0022	48,7	31,7	9,5	9	0,0033	0,0132	121,7	1,05	406	4	787,44
15	0,0250	0,0025	47,8	34,5	7,6	9,1	0,0033	0,0132	106,4	1,05	406	4	688,52

Таблица Д2 – Расчетные показатели гетерогенного шлака по распределению серы между шлаком и металлом раскисленным Al+C₂Ca при температуре 1570 °С

№ шлака	[S] ₀ начальная концентрация серы в металле	[S] _к конечная концентрация серы в металле	Состав шлака, %				G интенсивность продувки металла во внепечном агрегате инертным газом, м ³ /с	Λ кратность шлака в агрегате внепечной обработки	Cs, 10 ⁻⁴	γ _[S]	K _s	Po ₂ , 10 ⁻⁸	L _s
			CaO	Al ₂ O ₃	SiO ₂	MgO							
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
1	0,0250	0,0234	57,6	3,4	29,5	8,8	0,0033	0,0132	0,74	1,05	375	4	5,15
2	0,0250	0,0223	57,1	5,1	28,2	8,8	0,0033	0,0132	1,33	1,05	375	4	9,33
3	0,0250	0,0207	56,5	7	26,9	8,8	0,0033	0,0132	2,28	1,05	375	4	15,93
4	0,0250	0,0188	55,9	8,8	25,6	8,9	0,0033	0,0132	3,59	1,05	375	4	25,11
5	0,0250	0,0166	55,4	10,8	24,2	8,9	0,0033	0,0132	5,46	1,05	375	4	38,19
6	0,0250	0,0149	54,7	12,8	22,8	8,9	0,0033	0,0132	7,37	1,05	375	4	51,57
7	0,0250	0,0133	54,1	14,8	21,3	8,9	0,0033	0,0132	9,48	1,05	375	4	66,36
8	0,0250	0,0127	53,4	17	19,8	9	0,0033	0,0132	10,55	1,05	375	4	73,86
9	0,0250	0,0125	52,8	19,2	18,2	9	0,0033	0,0132	10,87	1,05	375	4	76,07
10	0,0250	0,0132	52	21,4	16,6	9	0,0033	0,0132	9,62	1,05	375	4	67,37
11	0,0250	0,0149	51,3	23,8	14,9	9,1	0,0033	0,0132	7,32	1,05	375	4	51,22
12	0,0250	0,0175	50,5	26,3	13,1	9,1	0,0033	0,0132	4,63	1,05	375	4	32,41
13	0,0250	0,0204	49,7	28,8	11,3	9,2	0,0033	0,0132	2,46	1,05	375	4	17,20
14	0,0250	0,0229	48,9	31,5	9,4	9,2	0,0033	0,0132	0,99	1,05	375	4	6,95
15	0,0250	0,0243	48	34,2	7,5	9,3	0,0033	0,0132	0,32	1,05	375	4	2,22

Продолжение таблицы Д2 – Расчетные показатели гетерогенного шлака по распределению серы между шлаком и металлом раскисленным Al

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
1	0,0250	0,0235	57,6	3,4	29,5	8,8	0,0033	0,0132	0,7	1,05	380	4	4,89
2	0,0250	0,0223	57,1	5,1	28,2	8,8	0,0033	0,0132	1,3	1,05	380	4	9,11
3	0,0250	0,0205	56,5	7	26,9	8,8	0,0033	0,0132	2,4	1,05	380	4	16,65
4	0,0250	0,0181	55,9	8,8	25,6	8,9	0,0033	0,0132	4,2	1,05	380	4	29,04
5	0,0250	0,0149	55,4	10,8	24,2	8,9	0,0033	0,0132	7,5	1,05	380	4	51,61
6	0,0250	0,0118	54,7	12,8	22,8	8,9	0,0033	0,0132	12,4	1,05	380	4	85,40
7	0,0250	0,0087	54,1	14,8	21,3	8,9	0,0033	0,0132	20,5	1,05	380	4	141,35
8	0,0250	0,0064	53,4	17	19,8	9	0,0033	0,0132	31,7	1,05	380	4	219,22
9	0,0250	0,0046	52,8	19,2	18,2	9	0,0033	0,0132	48,5	1,05	380	4	334,88
10	0,0250	0,0035	52	21,4	16,6	9	0,0033	0,0132	68,1	1,05	380	4	470,45
11	0,0250	0,0027	51,3	23,8	14,9	9,1	0,0033	0,0132	91,6	1,05	380	4	632,68
12	0,0250	0,0022	50,5	26,3	13,1	9,1	0,0033	0,0132	115,1	1,05	380	4	794,68
13	0,0250	0,0019	49,7	28,8	11,3	9,2	0,0033	0,0132	132,0	1,05	380	4	911,31
14	0,0250	0,0019	48,9	31,5	9,4	9,2	0,0033	0,0132	136,3	1,05	380	4	941,40
15	0,0250	0,0020	48	34,2	7,5	9,3	0,0033	0,0132	124,3	1,05	380	4	858,56

Таблица ДЗ – Расчетные показатели гетерогенного шлака по распределению серы между шлаком и металлом раскисленным Al+C₂Ca при температуре 1610 °С

№ шлака	[S] ₀ начальная концентрация серы в металле	[S] _к конечная концентрация серы в металле	Состав шлака, %				G интенсивность продувки металла во внепечном агрегате инертным газом, м ³ /с	Λ кратность шлака в агрегате внепечной обработки	Cs, 10 ⁻⁴	γ _[S]	Ks	Po ₂ , 10 ⁻⁸	Ls
			CaO	Al ₂ O ₃	SiO ₂	MgO							
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
1	0,0250	0,0230	58	3,3	28,9	9	0,0033	0,0132	0,94	1,05	375	4	6,57
2	0,0250	0,0217	57,5	5	27,7	9,1	0,0033	0,0132	1,66	1,05	375	4	11,64
3	0,0250	0,0198	56,9	6,8	26,4	9,1	0,0033	0,0132	2,83	1,05	375	4	19,81
4	0,0250	0,0177	56,3	8,7	25,1	9,1	0,0033	0,0132	4,50	1,05	375	4	31,50
5	0,0250	0,0152	55,8	10,6	23,7	9,2	0,0033	0,0132	6,92	1,05	375	4	48,46
6	0,0250	0,0132	55,2	12,5	22,3	9,2	0,0033	0,0132	9,64	1,05	375	4	67,48
7	0,0250	0,0118	54,5	14,5	20,9	9,2	0,0033	0,0132	12,03	1,05	375	4	84,20
8	0,0250	0,0109	53,9	16,6	19,4	9,3	0,0033	0,0132	14,05	1,05	375	4	98,36
9	0,0250	0,0108	53,2	18,8	17,9	9,3	0,0033	0,0132	14,14	1,05	375	4	98,97
10	0,0250	0,0114	52,5	21	16,3	9,3	0,0033	0,0132	13,01	1,05	375	4	91,10
11	0,0250	0,0127	51,7	23,3	14,6	9,4	0,0033	0,0132	10,43	1,05	375	4	73,03
12	0,0250	0,0154	51	25,8	12,9	9,4	0,0033	0,0132	6,70	1,05	375	4	46,91
13	0,0250	0,0186	50,2	28,3	11,1	9,5	0,0033	0,0132	3,70	1,05	375	4	25,93
14	0,0250	0,0218	49,3	30,9	9,3	9,6	0,0033	0,0132	1,59	1,05	375	4	11,11
15	0,0250	0,0238	48,5	33,6	7,3	9,6	0,0033	0,0132	0,56	1,05	375	4	3,93

Продолжение таблицы ДЗ – Расчетные показатели гетерогенного шлака по распределению серы между шлаком и металлом раскисленным Al

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
1	0,0250	0,0229	58	3,3	28,9	9	0,0033	0,0132	0,9	1,05	344	4	6,89
2	0,0250	0,0215	57,5	5	27,7	9,1	0,0033	0,0132	1,6	1,05	344	4	12,53
3	0,0250	0,0192	56,9	6,8	26,4	9,1	0,0033	0,0132	3,0	1,05	344	4	22,68
4	0,0250	0,0164	56,3	8,7	25,1	9,1	0,0033	0,0132	5,2	1,05	344	4	39,98
5	0,0250	0,0129	55,8	10,6	23,7	9,2	0,0033	0,0132	9,3	1,05	344	4	71,07
6	0,0250	0,0097	55,2	12,5	22,3	9,2	0,0033	0,0132	15,6	1,05	344	4	119,33
7	0,0250	0,0071	54,5	14,5	20,9	9,2	0,0033	0,0132	24,9	1,05	344	4	190,04
8	0,0250	0,0050	53,9	16,6	19,4	9,3	0,0033	0,0132	39,5	1,05	344	4	301,76
9	0,0250	0,0036	53,2	18,8	17,9	9,3	0,0033	0,0132	58,3	1,05	344	4	445,04
10	0,0250	0,0026	52,5	21	16,3	9,3	0,0033	0,0132	83,9	1,05	344	4	640,39
11	0,0250	0,0020	51,7	23,3	14,6	9,4	0,0033	0,0132	115,0	1,05	344	4	877,58
12	0,0250	0,0016	51	25,8	12,9	9,4	0,0033	0,0132	143,0	1,05	344	4	1091,47
13	0,0250	0,0014	50,2	28,3	11,1	9,5	0,0033	0,0132	167,4	1,05	344	4	1277,74
14	0,0250	0,0014	49,3	30,9	9,3	9,6	0,0033	0,0132	172,4	1,05	344	4	1315,81
15	0,0250	0,0014	48,5	33,6	7,3	9,6	0,0033	0,0132	170,7	1,05	344	4	1302,62

Таблица Д4 – Расчетные показатели гетерогенного шлака по распределению серы между шлаком и металлом раскисленным Al+C₂Ca при температуре 1650 °С

№ шлака	[S] ₀ начальная концентрация серы в металле	[S] _к конечная концентрация серы в металле	Состав шлака, %				G интенсивность продувки металла во внепечном агрегате инертным газом, м ³ /с	Λ кратность шлака в агрегате внепечной обработки	C _s , 10 ⁻⁴	γ _[S]	K _s	P _{o₂} , 10 ⁻⁸	L _s
			CaO	Al ₂ O ₃	SiO ₂	MgO							
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
1	0,0250	0,0225	58,4	3,2	28,3	9,4	0,0033	0,0132	1,21	1,05	375	4	8,46
2	0,0250	0,0209	57,9	4,9	27,1	9,5	0,0033	0,0132	2,15	1,05	375	4	15,05
3	0,0250	0,0187	57,3	6,7	25,8	9,5	0,0033	0,0132	3,68	1,05	375	4	25,74
4	0,0250	0,0162	56,8	8,5	24,5	9,5	0,0033	0,0132	5,93	1,05	375	4	41,51
5	0,0250	0,0138	56,2	10,3	23,2	9,5	0,0033	0,0132	8,78	1,05	375	4	61,45
6	0,0250	0,0116	55,6	12,2	21,8	9,6	0,0033	0,0132	12,45	1,05	375	4	87,14
7	0,0250	0,0101	55	14,2	20,4	9,6	0,0033	0,0132	15,98	1,05	375	4	111,85
8	0,0250	0,0094	54,3	16,3	19	9,6	0,0033	0,0132	18,07	1,05	375	4	126,51
9	0,0250	0,0090	53,7	18,4	17,5	9,7	0,0033	0,0132	19,23	1,05	375	4	134,59
10	0,0250	0,0093	53	20,6	15,9	9,7	0,0033	0,0132	18,17	1,05	375	4	127,22
11	0,0250	0,0105	52,2	22,8	14,3	9,8	0,0033	0,0132	14,96	1,05	375	4	104,72
12	0,0250	0,0128	51,4	25,2	12,6	9,9	0,0033	0,0132	10,31	1,05	375	4	72,20
13	0,0250	0,0158	50,6	27,6	10,8	9,9	0,0033	0,0132	6,25	1,05	375	4	43,78
14	0,0250	0,0197	49,8	30,2	9	10	0,0033	0,0132	2,88	1,05	375	4	20,17
15	0,0250	0,0227	49	32,8	7,2	10	0,0033	0,0132	1,08	1,05	375	4	7,54

Продолжение таблицы Д4 – Расчетные показатели гетерогенного шлака по распределению серы между шлаком и металлом раскисленным Al

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
1	0,0250	0,0221	58,4	3,2	28,3	9,4	0,0033	0,0132	1,2	1,05	313	4	9,77
2	0,0250	0,0202	57,9	4,9	27,1	9,5	0,0033	0,0132	2,1	1,05	313	4	17,79
3	0,0250	0,0175	57,3	6,7	25,8	9,5	0,0033	0,0132	3,8	1,05	313	4	32,27
4	0,0250	0,0142	56,8	8,5	24,5	9,5	0,0033	0,0132	6,8	1,05	313	4	57,22
5	0,0250	0,0110	56,2	10,3	23,2	9,5	0,0033	0,0132	11,5	1,05	313	4	96,66
6	0,0250	0,0079	55,6	12,2	21,8	9,6	0,0033	0,0132	19,5	1,05	313	4	164,03
7	0,0250	0,0055	55	14,2	20,4	9,6	0,0033	0,0132	31,7	1,05	313	4	266,46
8	0,0250	0,0039	54,3	16,3	19	9,6	0,0033	0,0132	48,4	1,05	313	4	406,72
9	0,0250	0,0027	53,7	18,4	17,5	9,7	0,0033	0,0132	73,3	1,05	313	4	615,80
10	0,0250	0,0019	53	20,6	15,9	9,7	0,0033	0,0132	106,9	1,05	313	4	898,14
11	0,0250	0,0015	52,2	22,8	14,3	9,8	0,0033	0,0132	144,8	1,05	313	4	1216,10
12	0,0250	0,0012	51,4	25,2	12,6	9,9	0,0033	0,0132	184,8	1,05	313	4	1551,97
13	0,0250	0,0010	50,6	27,6	10,8	9,9	0,0033	0,0132	226,9	1,05	313	4	1905,37
14	0,0250	0,0009	49,8	30,2	9	10	0,0033	0,0132	243,3	1,05	313	4	2043,21
15	0,0250	0,0009	49	32,8	7,2	10	0,0033	0,0132	235,9	1,05	313	4	1981,02

Таблица Е1 – Расчетные показатели гомогенного шлака по распределению серы между шлаком и металлом раскисленным Al+C₂Sa при температуре 1545 °С

№ шлака	[S] ₀ начальная концентрация серы в металле	[S] _к конечная концентрация серы в металле	Состав шлака, %				G интенсивность продувки металла во внепечном агрегате инертным газом, м ³ /с	Λ кратность шлака в агрегате внепечной обработки	C _s , 10 ⁻⁴	γ _[S]	K _s	P _{O₂} , 10 ⁻⁸	L _s
			CaO	Al ₂ O ₃	SiO ₂	MgO							
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
1	0,0250	0,0234	57,5	3,4	29,8	8,6	0,0033	0,0132	0,75	1,05	375	4	9,60
2	0,0250	0,0220	56,9	5,2	28,5	8,6	0,0033	0,0132	1,49	1,05	375	4	18,39
3	0,0250	0,0198	56,4	7	27,2	8,7	0,0033	0,0132	2,83	1,05	375	4	33,75
4	0,0250	0,0169	55,8	8,9	25,8	8,7	0,0033	0,0132	5,16	1,05	375	4	58,98
5	0,0250	0,0138	55,2	10,9	24,4	8,7	0,0033	0,0132	8,82	1,05	375	4	97,44
6	0,0250	0,0109	54,6	12,9	23	8,8	0,0033	0,0132	13,93	1,05	375	4	150,84
7	0,0250	0,0086	53,9	15	21,5	8,8	0,0033	0,0132	20,56	1,05	375	4	216,65
8	0,0250	0,0070	53,2	17,1	20	8,8	0,0033	0,0132	27,63	1,05	375	4	285,60
9	0,0250	0,0059	52,6	19,3	18,4	8,9	0,0033	0,0132	34,84	1,05	375	4	341,10
10	0,0250	0,0054	51,8	21,6	16,7	8,9	0,0033	0,0132	39,12	1,05	375	4	364,41
11	0,0250	0,0055	51,1	24	15	8,9	0,0033	0,0132	38,17	1,05	375	4	341,43
12	0,0250	0,0063	50,3	26,5	13,2	9	0,0033	0,0132	32,22	1,05	375	4	275,37
13	0,0250	0,0082	49,5	29,1	11,4	9	0,0033	0,0132	22,31	1,05	375	4	186,82
14	0,0250	0,0111	48,7	31,7	9,5	9	0,0033	0,0132	13,48	1,05	375	4	103,82
15	0,0250	0,0161	47,8	34,5	7,6	9,1	0,0033	0,0132	6,02	1,05	375	4	45,75

Продолжение таблицы Е1 - Расчетные показатели гомогенного шлака по распределению серы между шлаком и металлом раскисленным Al

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
1	0,0250	0,0233	57,5	3,4	29,8	8,6	0,0033	0,0132	0,8	1,05	375	4	5,69
2	0,0250	0,0216	56,9	5,2	28,5	8,6	0,0033	0,0132	1,7	1,05	375	4	11,92
3	0,0250	0,0189	56,4	7	27,2	8,7	0,0033	0,0132	3,5	1,05	375	4	24,23
4	0,0250	0,0153	55,8	8,9	25,8	8,7	0,0033	0,0132	6,9	1,05	375	4	48,28
5	0,0250	0,0113	55,2	10,9	24,4	8,7	0,0033	0,0132	13,1	1,05	375	4	91,77
6	0,0250	0,0079	54,6	12,9	23	8,8	0,0033	0,0132	23,4	1,05	375	4	163,56
7	0,0250	0,0053	53,9	15	21,5	8,8	0,0033	0,0132	39,9	1,05	375	4	279,47
8	0,0250	0,0037	53,2	17,1	20	8,8	0,0033	0,0132	63,3	1,05	375	4	442,95
9	0,0250	0,0025	52,6	19,3	18,4	8,9	0,0033	0,0132	96,6	1,05	375	4	676,12
10	0,0250	0,0018	51,8	21,6	16,7	8,9	0,0033	0,0132	136,0	1,05	375	4	952,19
11	0,0250	0,0015	51,1	24	15	8,9	0,0033	0,0132	172,1	1,05	375	4	1204,91
12	0,0250	0,0013	50,3	26,5	13,2	9	0,0033	0,0132	195,9	1,05	375	4	1371,43
13	0,0250	0,0013	49,5	29,1	11,4	9	0,0033	0,0132	191,3	1,05	375	4	1339,37
14	0,0250	0,0015	48,7	31,7	9,5	9	0,0033	0,0132	169,2	1,05	375	4	1184,14
15	0,0250	0,0021	47,8	34,5	7,6	9,1	0,0033	0,0132	117,7	1,05	375	4	823,86

Таблица Е2 – Расчетные показатели гомогенного шлака по распределению серы между шлаком и металлом раскисленным Al+C₂Ca при температуре 1570 °С

№ шлака	[S] ₀ начальная кон- центрация серы в металле	[S] _к конечная концентрация серы в металле	Состав шлака, %				G интенсивность продувки ме- талла во вне- печном агрега- те инертным газом, м ³ /с	Λ кратность шлака в агрегате внепечной обработки	C _s , 10 ⁻⁴	γ _[S]	K _s	P _{O₂} , 10 ⁻⁸	L _s
			CaO	Al ₂ O ₃	SiO ₂	MgO							
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
1	0,0250	0,0232	57,6	3,4	29,5	8,8	0,0033	0,0132	0,85	1,05	375	4	5,95
2	0,0250	0,0216	57,1	5,1	28,2	8,8	0,0033	0,0132	1,68	1,05	375	4	11,74
3	0,0250	0,0193	56,5	7	26,9	8,8	0,0033	0,0132	3,18	1,05	375	4	22,26
4	0,0250	0,0165	55,9	8,8	25,6	8,9	0,0033	0,0132	5,59	1,05	375	4	39,14
5	0,0250	0,0132	55,4	10,8	24,2	8,9	0,0033	0,0132	9,71	1,05	375	4	68,00
6	0,0250	0,0104	54,7	12,8	22,8	8,9	0,0033	0,0132	15,19	1,05	375	4	106,33
7	0,0250	0,0080	54,1	14,8	21,3	8,9	0,0033	0,0132	22,94	1,05	375	4	160,57
8	0,0250	0,0065	53,4	17	19,8	9	0,0033	0,0132	30,85	1,05	375	4	215,93
9	0,0250	0,0054	52,8	19,2	18,2	9	0,0033	0,0132	39,08	1,05	375	4	273,59
10	0,0250	0,0050	52	21,4	16,6	9	0,0033	0,0132	43,45	1,05	375	4	304,15
11	0,0250	0,0050	51,3	23,8	14,9	9,1	0,0033	0,0132	42,95	1,05	375	4	300,68
12	0,0250	0,0057	50,5	26,3	13,1	9,1	0,0033	0,0132	36,73	1,05	375	4	257,14
13	0,0250	0,0072	49,7	28,8	11,3	9,2	0,0033	0,0132	26,91	1,05	375	4	188,37
14	0,0250	0,0101	48,9	31,5	9,4	9,2	0,0033	0,0132	15,87	1,05	375	4	111,09
15	0,0250	0,0147	48	34,2	7,5	9,3	0,0033	0,0132	7,62	1,05	375	4	53,37

Продолжение таблицы Е2 - Расчетные показатели гомогенного шлака по распределению серы между шлаком и металлом раскисленным Al

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
1	0,0250	0,0230	57,6	3,4	29,5	8,8	0,0033	0,0132	0,9	1,05	375	4	6,42
2	0,0250	0,0212	57,1	5,1	28,2	8,8	0,0033	0,0132	1,9	1,05	375	4	13,38
3	0,0250	0,0184	56,5	7	26,9	8,8	0,0033	0,0132	3,9	1,05	375	4	27,28
4	0,0250	0,0148	55,9	8,8	25,6	8,9	0,0033	0,0132	7,4	1,05	375	4	52,02
5	0,0250	0,0108	55,4	10,8	24,2	8,9	0,0033	0,0132	14,3	1,05	375	4	100,37
6	0,0250	0,0075	54,7	12,8	22,8	8,9	0,0033	0,0132	25,3	1,05	375	4	177,25
7	0,0250	0,0049	54,1	14,8	21,3	8,9	0,0033	0,0132	43,9	1,05	375	4	307,32
8	0,0250	0,0033	53,4	17	19,8	9	0,0033	0,0132	69,9	1,05	375	4	489,61
9	0,0250	0,0023	52,8	19,2	18,2	9	0,0033	0,0132	107,3	1,05	375	4	751,01
10	0,0250	0,0017	52	21,4	16,6	9	0,0033	0,0132	147,9	1,05	375	4	1035,37
11	0,0250	0,0014	51,3	23,8	14,9	9,1	0,0033	0,0132	188,8	1,05	375	4	1321,26
12	0,0250	0,0012	50,5	26,3	13,1	9,1	0,0033	0,0132	217,6	1,05	375	4	1523,12
13	0,0250	0,0012	49,7	28,8	11,3	9,2	0,0033	0,0132	220,9	1,05	375	4	1546,39
14	0,0250	0,0013	48,9	31,5	9,4	9,2	0,0033	0,0132	192,2	1,05	375	4	1345,25
15	0,0250	0,0018	48	34,2	7,5	9,3	0,0033	0,0132	141,3	1,05	375	4	988,90

Таблица Е3 – Расчетные показатели гомогенного шлака по распределению серы между шлаком и металлом раскисленным Al+C₂Ca при температуре 1610 °С

№ шлака	[S] ₀ начальная концентрация серы в металле	[S] _к конечная концентрация серы в металле	Состав шлака, %				G интенсивность продувки металла во внепечном агрегате инертным газом, м ³ /с	Λ кратность шлака в агрегате внепечной обработки	C _s , 10 ⁻⁴	γ _[S]	K _s	P _{O₂} , 10 ⁻⁸	L _s
			CaO	Al ₂ O ₃	SiO ₂	MgO							
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
1	0,0250	0,0227	58	3,3	28,9	9	0,0033	0,0132	1,08	1,05	375	4	7,55
2	0,0250	0,0210	57,5	5	27,7	9,1	0,0033	0,0132	2,08	1,05	375	4	14,56
3	0,0250	0,0184	56,9	6,8	26,4	9,1	0,0033	0,0132	3,91	1,05	375	4	27,36
4	0,0250	0,0152	56,3	8,7	25,1	9,1	0,0033	0,0132	6,97	1,05	375	4	48,76
5	0,0250	0,0118	55,8	10,6	23,7	9,2	0,0033	0,0132	12,14	1,05	375	4	85,00
6	0,0250	0,0090	55,2	12,5	22,3	9,2	0,0033	0,0132	19,41	1,05	375	4	135,84
7	0,0250	0,0069	54,5	14,5	20,9	9,2	0,0033	0,0132	28,35	1,05	375	4	198,46
8	0,0250	0,0054	53,9	16,6	19,4	9,3	0,0033	0,0132	39,56	1,05	375	4	276,93
9	0,0250	0,0045	53,2	18,8	17,9	9,3	0,0033	0,0132	48,80	1,05	375	4	341,63
10	0,0250	0,0040	52,5	21	16,3	9,3	0,0033	0,0132	56,10	1,05	375	4	392,69
11	0,0250	0,0039	51,7	23,3	14,6	9,4	0,0033	0,0132	57,79	1,05	375	4	404,54
12	0,0250	0,0045	51	25,8	12,9	9,4	0,0033	0,0132	49,70	1,05	375	4	347,89
13	0,0250	0,0056	50,2	28,3	11,1	9,5	0,0033	0,0132	37,71	1,05	375	4	263,95
14	0,0250	0,0080	49,3	30,9	9,3	9,6	0,0033	0,0132	23,05	1,05	375	4	161,33
15	0,0250	0,0117	48,5	33,6	7,3	9,6	0,0033	0,0132	12,22	1,05	375	4	85,53

Продолжение таблицы ЕЗ - Расчетные показатели гомогенного шлака по распределению серы между шлаком и металлом раскисленным Al

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
1	0,0250	0,0226	58	3,3	28,9	9	0,0033	0,0132	1,2	1,05	375	4	8,13
2	0,0250	0,0205	57,5	5	27,7	9,1	0,0033	0,0132	2,4	1,05	375	4	16,52
3	0,0250	0,0174	56,9	6,8	26,4	9,1	0,0033	0,0132	4,7	1,05	375	4	33,23
4	0,0250	0,0135	56,3	8,7	25,1	9,1	0,0033	0,0132	9,2	1,05	375	4	64,47
5	0,0250	0,0095	55,8	10,6	23,7	9,2	0,0033	0,0132	17,7	1,05	375	4	123,99
6	0,0250	0,0064	55,2	12,5	22,3	9,2	0,0033	0,0132	31,7	1,05	375	4	221,94
7	0,0250	0,0042	54,5	14,5	20,9	9,2	0,0033	0,0132	53,0	1,05	375	4	371,27
8	0,0250	0,0028	53,9	16,6	19,4	9,3	0,0033	0,0132	86,7	1,05	375	4	606,98
9	0,0250	0,0019	53,2	18,8	17,9	9,3	0,0033	0,0132	129,0	1,05	375	4	902,82
10	0,0250	0,0014	52,5	21	16,3	9,3	0,0033	0,0132	182,8	1,05	375	4	1279,64
11	0,0250	0,0011	51,7	23,3	14,6	9,4	0,0033	0,0132	239,9	1,05	375	4	1679,54
12	0,0250	0,0009	51	25,8	12,9	9,4	0,0033	0,0132	275,4	1,05	375	4	1927,72
13	0,0250	0,0009	50,2	28,3	11,1	9,5	0,0033	0,0132	287,5	1,05	375	4	2012,76
14	0,0250	0,0010	49,3	30,9	9,3	9,6	0,0033	0,0132	253,1	1,05	375	4	1771,93
15	0,0250	0,0013	48,5	33,6	7,3	9,6	0,0033	0,0132	204,2	1,05	375	4	1429,26

Таблица Е4 – Расчетные показатели гомогенного шлака по распределению серы между шлаком и металлом раскисленным $Al+C_2Ca$ при температуре 1650 °С

№ шлака	[S] ₀ начальная кон- центрация серы в металле	[S] _к конечная концентрация серы в металле	Состав шлака, %				G интенсивность продувки ме- талла во вне- печном агрега- те инертным газом, м ³ /с	Λ кратность шлака в агрегате внепечной обработки	C _s , 10 ⁻⁴	γ _[S]	K _s	P _{o2} , 10 ⁻⁸	L _s
			CaO	Al ₂ O ₃	SiO ₂	MgO							
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
1	0,0250	0,0222	58,4	3,2	28,3	9,4	0,0033	0,0132	1,38	1,05	375	4	9,68
2	0,0250	0,0200	57,9	4,9	27,1	9,5	0,0033	0,0132	2,67	1,05	375	4	18,72
3	0,0250	0,0171	57,3	6,7	25,8	9,5	0,0033	0,0132	5,04	1,05	375	4	35,30
4	0,0250	0,0136	56,8	8,5	24,5	9,5	0,0033	0,0132	9,05	1,05	375	4	63,37
5	0,0250	0,0104	56,2	10,3	23,2	9,5	0,0033	0,0132	15,08	1,05	375	4	105,55
6	0,0250	0,0077	55,6	12,2	21,8	9,6	0,0033	0,0132	24,47	1,05	375	4	171,27
7	0,0250	0,0057	55	14,2	20,4	9,6	0,0033	0,0132	36,66	1,05	375	4	256,59
8	0,0250	0,0045	54,3	16,3	19	9,6	0,0033	0,0132	49,47	1,05	375	4	346,28
9	0,0250	0,0036	53,7	18,4	17,5	9,7	0,0033	0,0132	63,63	1,05	375	4	445,39
10	0,0250	0,0032	53	20,6	15,9	9,7	0,0033	0,0132	74,81	1,05	375	4	523,69
11	0,0250	0,0030	52,2	22,8	14,3	9,8	0,0033	0,0132	77,93	1,05	375	4	545,48
12	0,0250	0,0033	51,4	25,2	12,6	9,9	0,0033	0,0132	70,76	1,05	375	4	495,34
13	0,0250	0,0039	50,6	27,6	10,8	9,9	0,0033	0,0132	58,09	1,05	375	4	406,64
14	0,0250	0,0056	49,8	30,2	9	10	0,0033	0,0132	37,79	1,05	375	4	264,53
15	0,0250	0,0086	49	32,8	7,2	10	0,0033	0,0132	20,60	1,05	375	4	144,17

Продолжение таблицы Е4 - Расчетные показатели гомогенного шлака по распределению серы между шлаком и металлом раскисленным Al

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
1	0,0250	0,0220	58,4	3,2	28,3	9,4	0,0033	0,0132	1,5	1,05	375	4	10,39
2	0,0250	0,0195	57,9	4,9	27,1	9,5	0,0033	0,0132	3,0	1,05	375	4	21,16
3	0,0250	0,0160	57,3	6,7	25,8	9,5	0,0033	0,0132	6,1	1,05	375	4	42,67
4	0,0250	0,0119	56,8	8,5	24,5	9,5	0,0033	0,0132	11,8	1,05	375	4	82,92
5	0,0250	0,0083	56,2	10,3	23,2	9,5	0,0033	0,0132	21,6	1,05	375	4	151,42
6	0,0250	0,0054	55,6	12,2	21,8	9,6	0,0033	0,0132	39,2	1,05	375	4	274,34
7	0,0250	0,0035	55	14,2	20,4	9,6	0,0033	0,0132	67,0	1,05	375	4	469,02
8	0,0250	0,0023	54,3	16,3	19	9,6	0,0033	0,0132	105,7	1,05	375	4	740,12
9	0,0250	0,0016	53,7	18,4	17,5	9,7	0,0033	0,0132	161,8	1,05	375	4	1132,46
10	0,0250	0,0011	53	20,6	15,9	9,7	0,0033	0,0132	233,5	1,05	375	4	1634,24
11	0,0250	0,0009	52,2	22,8	14,3	9,8	0,0033	0,0132	305,0	1,05	375	4	2134,71
12	0,0250	0,0007	51,4	25,2	12,6	9,9	0,0033	0,0132	363,1	1,05	375	4	2541,78
13	0,0250	0,0007	50,6	27,6	10,8	9,9	0,0033	0,0132	403,6	1,05	375	4	2825,52
14	0,0250	0,0007	49,8	30,2	9	10	0,0033	0,0132	373,8	1,05	375	4	2616,44
15	0,0250	0,0009	49	32,8	7,2	10	0,0033	0,0132	301,0	1,05	375	4	2107,34

Утверждаю:
 Технический директор ЕВРАЗ НТМК
 Д.А. Кошкар
 « 28 » 12 2022 г.

**Акт промышленного внедрения
 по определению рационального состава шлаков и снижению расхода шлакообразующих
 материалов**

В 2022 году в рамках проекта «Цифровой помощник сталсвара» была проведена работа по оптимизации расхода шлакообразующих материалов, отдаваемых в агрегат «ковш-печь» (АКП), для формирования высокоосновного, жидкоподвижного рафинировочного шлака в сталеразливочном ковше.

Для определения рационального состава шлака, обладающего максимальными рафинировочными свойствами, был использован показатель сульфидной емкости шлаков (C_s). Известные значения данного показателя позволяют не только оценить рафинировочные свойства шлаков, но и разработать эффективную технологию десульфурации стали.

На сульфидную емкость влияют два фактора.

Первый – это химический состав шлака, определяемый через оптическую основность.

Второй – это температура. Зависимость (C_s) от данных факторов определяется по формуле (1).

$$\lg C_s = 14,3 \cdot A - 7,01 - \frac{9908,1}{T} \quad (1)$$

где, A – оптическая основность оксидных расплавов;

T – температура шлака.

В качестве критерия рафинировочных свойств шлака, возможно использовать параметр оптической основности A , который характеризуется, способностью «свободных» анионов кислорода (« O^{2-} »), присутствующих в шлаке, отдавать свои электроны ионам акцепторам.

В шлаке, наводимом в сталеразливочном ковше, присутствуют оксиды, которые являются источниками «свободных» анионов кислорода (CaO и MgO) и оксиды, которые их поглощают (SiO_2) путем образования комплексных анионов SiO_4^{4-} . Дополнительно в шлаке присутствуют амфотерные оксиды (Al_2O_3) которые могут проявлять как основные, так и кислотные свойства, т.е. являться донорами или поглотителями «свободных» анионов кислорода.

Поэтому для определения оптической основности была предложена формула в которой, оксиды, проявляющие основные свойства суммируются, а оксиды, проявляющие кислые свойства вычитаются, дополнительно учитывается влияние амфотерного оксида Al_2O_3

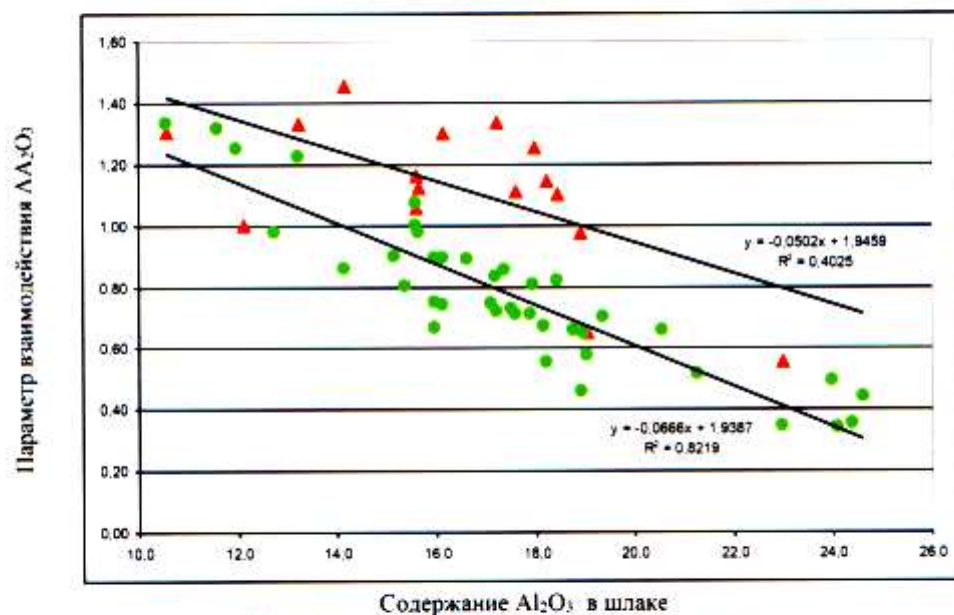
$$\Lambda = \sum_{i=1}^n (X_i \cdot Y_i)_{\text{ОСН}} - \sum_{i=1}^n (X_i \cdot Y_i)_{\text{КИС}} + X_{Al_2O_3} \cdot Y_{Al_2O_3} \quad (2)$$

где, X_i - эквивалентная доля анионов, вносимых данным компонентом;

Y_i - параметр взаимодействия данного оксида, связанный с электроотрицательностью элементов по Полингу.

$Y_{Al_2O_3}$ - параметр взаимодействия Al_2O_3 .

Для определения параметра взаимодействия $Y_{Al_2O_3}$ в зависимости от содержания Al_2O_3 в шлаке были проанализированы плавки с АКП. Данные представлены на рисунке 1.



▲ гомогенный и ● гетерогенный шлак в АКП

Рисунок 1 – Зависимость параметра взаимодействия $Y_{Al_2O_3}$ от содержания Al_2O_3 в шлаке

Из данных, представленных на рисунке 1, видно, что гомогенные шлаки имеют повышенный параметр взаимодействия $Y_{Al_2O_3}$, поэтому целесообразно определить данный параметр для двух типов шлаков:

- состоящих только из гомогенной фазы (уравнения (3) и (4));
- с присутствием гетерогенной фазы (уравнения (5) и (6)).

$$Y_{Al_2O_3}^{\text{Гомо}} = -0,0502 \cdot (Al_2O_3) + 1,9459 \quad (3)$$

$$\Lambda_{\text{Генеро}} = \sum_{i=1}^n (X_i \cdot \Lambda_i)_{\text{осн}} - \sum_{i=1}^n (X_i \cdot \Lambda_i)_{\text{кис}} + X_{\text{Al}_2\text{O}_3} \cdot (-0,0502 \cdot (\text{Al}_2\text{O}_3) + 1,9459) \quad (4)$$

$$Y_{\text{Генеро}} = -0,0666 \cdot (\text{Al}_2\text{O}_3) + 1,9387 \quad (5)$$

$$\Lambda_{\text{Генеро}} = \sum_{i=1}^n (X_i \cdot \Lambda_i)_{\text{осн}} - \sum_{i=1}^n (X_i \cdot \Lambda_i)_{\text{кис}} + X_{\text{Al}_2\text{O}_3} \cdot (-0,0666 \cdot (\text{Al}_2\text{O}_3) + 1,9387) \quad (6)$$

По уравнениям (3)-(6) была рассчитана максимальная сульфидная емкость для различных составов шлаков (табл. 1). Данные представлены на рисунке 2.

Таблица 1 – Составы расчетных шлаков

Оксид	Массовая доля, %									
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
№ п/п										
CaO	57,6	57,3	57,0	56,8	56,5	56,2	55,9	55,6	55,3	55,0
Al ₂ O ₃	4,2	5,1	6,0	6,9	7,8	8,7	9,7	10,6	11,6	12,6
SiO ₂	28,5	27,9	27,3	26,6	26,0	25,3	24,6	23,9	23,2	22,5
MgO	8,9	9,0	9,0	9,0	9,0	9,0	9,1	9,1	9,1	9,1
Остальные оксиды	0,7	0,7	0,7	0,8	0,8	0,8	0,8	0,8	0,8	0,8
№ п/п	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20
CaO	54,7	54,3	54,0	53,7	53,3	53,0	52,6	52,3	51,9	51,5
Al ₂ O ₃	13,6	14,6	15,7	16,8	17,8	18,9	20,1	21,2	22,3	23,5
SiO ₂	21,8	21,1	20,3	19,5	18,8	18,0	17,2	16,4	15,5	14,7
MgO	9,1	9,1	9,2	9,2	9,2	9,2	9,2	9,3	9,3	9,3
Остальные оксиды	0,8	0,8	0,8	0,8	0,9	0,9	0,9	0,9	1,0	1,0
№ п/п	21	22	23	24	25	26	27	28	29	30
CaO	51,1	50,8	50,4	50,0	49,6	49,1	48,7	48,3	47,8	47,4
Al ₂ O ₃	24,7	25,9	27,2	28,5	29,8	31,1	32,4	33,8	35,2	36,7
SiO ₂	13,8	13,0	12,1	11,2	10,3	9,3	8,4	7,4	6,4	5,4
MgO	9,3	9,3	9,3	9,4	9,4	9,4	9,4	9,4	9,5	9,5
Остальные оксиды	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,1	1,1	1,1



Рисунок 2 – Сульфидная емкость шлаков в зависимости от его химического состава

Из рисунка 2 видно, что гомогенные и гетерогенные шлаки обладают разной сульфидной емкостью. При этом, формирование исключительно гомогенного шлака затруднительно, по причине сложной контролируемости некоторых технологических параметров, например, количества конвертерного шлака, попадающего в сталеразливочный ковш во время слива стали. Поэтому необходимо формировать шлак с рациональным химическим составом, в области, выделенной темной заливкой на рисунке 2.

Дополнительной задачей является определение рационального содержания MgO в шлаке. Из рисунка 2 видно, что в области формирования шлаков, MgO находится в интервале 9,2-9,3 %. Однако, повышение содержания данного оксида выше представленных значений приводит к гетерогенизации шлака и значительному снижению его рафинировочных свойств. В период нагрева металла предел насыщения по MgO повышается с 9,3 до 10,0%, что приводит к перенасыщению шлака оксидом магния. Избыток MgO выделяется в виде твердой фазы и снижает рафинировочные свойства шлака. Поэтому при формировании рационального состава шлака, для исключения его перенасыщения по MgO, необходимо ограничить содержание оксида магния в шлаке на уровне 7,5-8,0%.

С учетом выше изложенного и в результате проведенных исследований был определен состав шлака, обладающий рациональными рафинировочными свойствами: CaO – 53,0 %, Al₂O₃ – 20,0 %, SiO₂ – 18,0 %, MgO - 8,0 %, (FeO+MnO) < 1,0 %. Формирование высокоосновного,

жидкоподвижного шлака позволило снизить расход шлакообразующих материалов, отдаваемых в сталеразливочный ковш. В период проведения испытаний август – октябрь 2022 года расход шлакообразующих материалов был снижен на 7,5 % (с 8,0 до 7,4 кг/тону стали).

от ИНМТ УрФУ принимали участие:

Директор Института новых
материалов и технологий, д.т.н., проф.

 О.Ю. Шешуков

доцент кафедры МЖиС, к.т.н., доц.

 А.А. Метелкин

от АО ЕВРАЗ НТМК принимали участие:

Начальник отдела перспективного
развития ОА «ЕВРАЗ НТМК» ТУ

 М.В. Савельев

Начальник Технического управления
АО ЕВРАЗ НТМК

 К.Н. Шведов

Повышая время эксплуатации вакуум-камеры, которое определяется количеством обработанных плавок или временем обработки стали, возможно снизить затраты на огнеупорные материалы и, соответственно на выпускаемую продукцию.

Целью данной работы являлось оптимизация параметров вакуум-камеры для повышения стойкости футеровки, на которую влияют несколько факторов. Их можно разделить на три типа:

1. Качество огнеупорных изделий, которое зависит от качества исходного сырья, технологии изготовления и т.д.
2. Технологические факторы, условия работы металлургического агрегата, состав шлаков и их свойства.
3. Конструктивные, форма и размеры металлоконструкции агрегата, дизайн футеровки, формат огнеупорного изделия и т.д.

Первый фактор – это качество огнеупорной продукции. Данный фактор был исследован специалистами АО «ЕВРАЗ НТМК» в период с 2004 по 2006 г. Были определены рациональные параметры периклазохромитовых огнеупорных изделий с минимальным удельным износом.

Второй фактор – технологические параметры. Вносить изменения в технологию производства транспортного металла затруднительно, т.к. это может привести к снижению качества выпускаемой продукции.

Поэтому для повышения стойкости футеровки вакуум-камеры был рассмотрен третий фактор – это конструкция или дизайн футеровки данного металлургического агрегата.

Наиболее изнашиваемая часть вакуум-камеры, лимитирующая время её эксплуатации – это внутренняя футеровка впускного патрубка. Если повысить стойкость данного элемента вакуум-камеры, то повысится время эксплуатации всего металлургического агрегата. Геометрические размеры впускного патрубка серийной футеровки представлены на рисунке 2, при этом расход аргона, подаваемый во впускной патрубок, для обеспечения заданного остаточного содержания водорода, должен составлять не менее 800 литров в минуту. Опыт использования данной конструкции впускного патрубка показал, что стойкость вакуум-камеры составляет 100-120 плавок.

Одним из приемов повышения стойкости является увеличение толщины футеровки. Однако, в случае с вакуум-камерой, увеличение толщины футеровки впускного патрубка, уменьшит внутренний диаметр рабочей футеровки впускного патрубка, что может привести к изменению технологических параметров обработки стали вакуумом, и, возможно, отразиться на качестве стали. Поэтому, для повышения стойкости вакуум-камеры необходимо определить рациональные размеры толщины рабочей футеровки и, соответственно, внутреннего диаметра впускного патрубка, при которых обеспечиваются технологические параметры удаления H_2 .

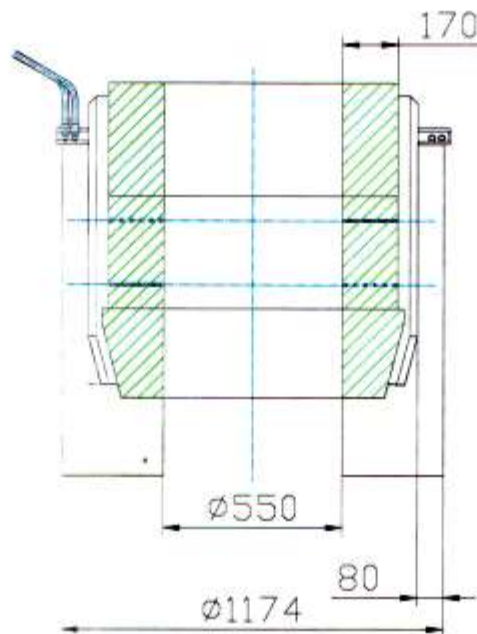


Рисунок 2 – Первоначальные конструкционные параметры впускного патрубка вакуум-камеры RH № 2

Из литературных источников известно, что один из путей удаления водорода зависит от площади контакта пузырей газа, подаваемого во впускной патрубке, с металлом ($S_{\text{пуз}}$). Дополнительно, утверждается, что при низких концентрациях водорода $S_{\text{пуз}}$ – является основным механизмом. Если увеличить толщину футеровки впускного патрубка, за счет уменьшения внутреннего диаметра D_1 (550 мм, см. рис. 2) и сохранить постоянный параметр $S_{\text{пуз}}$, то возможно повысить стойкость вакуум-камеры без изменения технологических параметров выплавки стали.

Площадь контакта пузырей газа зависит, от объема подаваемого газа (Q) скорости массопереноса металла (G) и внутреннего диаметра вакуум-камеры D_1 , поэтому необходимо определить зависимость между этими технологическими параметрами. Для решения данной задачи на базе НТИ УрФУ было проведено моделирование движения расплава на физической модели.

Результаты моделирования позволили выявить закономерности между количеством подаваемого газа, скоростью циркуляции металла и внутренним диаметром:

$$G = \frac{0,0209 \cdot Q + 28,944}{0,6686 \cdot D_1^{-0,8678}} \text{ тонн/мин} \quad (1)$$

где, Q – объем подаваемого газа, литр/мин;

D_1 – внутренний диаметр впускного патрубка, м.

Уравнение (1), в диапазоне значений Q от 800 до 3000 л/мин и D_1 от 0,4 до 0,75 м, дает погрешность не более 20 %.

При продувке металла, когда происходит разобшение и соединение пузырей газа, средний радиус пузырей имеет тенденцию к достижению максимального диаметра 3,2 см, стабильного при турбулентном истечении. Зная количество подаваемого газа во впускной патрубок возможно, определить поверхность контакта пузырей газа с металлом ($S_{\text{пуз}}$). Для размеров впускного патрубка, представленного на рисунке 2 и при расходе газа 1000 л/мин, $S_{\text{пуз}}$ составляет 32 м².

С помощью уравнения (1) был определен минимальный диаметр впускного патрубка, который обеспечит пропускную способность газо-металлической взвеси без слияния и укрупнения газовых пузырей. Соответственно были определены рациональные размеры барботажной зоны, зависящие от диаметра впускного патрубка и количества вдуваемого нейтрального газа, при постоянной площади взаимодействия $S_{\text{пуз}}$ (не менее 32 м²). Расчетные показатели представлены в таблице 1 и на рисунке 3.

Таблица 1 – Расчетные показатели диаметра впускного патрубка вакуум-камеры установки РН при различном расходе нейтрального газа

Q – объем подаваемого газа, литр/мин	Наилотнейшая упаковка пузырей газа		Рациональная упаковка пузырей газа	
	Внутренний диаметр впускного патрубка, м	$S_{\text{пуз}}$, м ²	Внутренний диаметр впускного патрубка, м	$S_{\text{пуз}}$, м ²
2100	0,48	49,2	0,59	56,9
2000	0,47	47,0	0,58	54,5
1900	0,46	44,8	0,57	52,1
1800	0,44	41,9	0,55	49,1
1700	0,43	39,7	0,54	46,7
1600	0,42	37,6	0,52	43,7
1500	0,4	34,7	0,5	40,7
1400	0,39	32,6	0,49	38,3
1300	0,38	30,4	0,47	35,3
1200	0,36	27,6	0,45	32,4
1100	0,34	24,9	0,43	29,5
1000	0,32	22,2	0,41	26,6
900	0,3	19,6	0,39	23,7
800	0,28	17,0	0,37	20,9

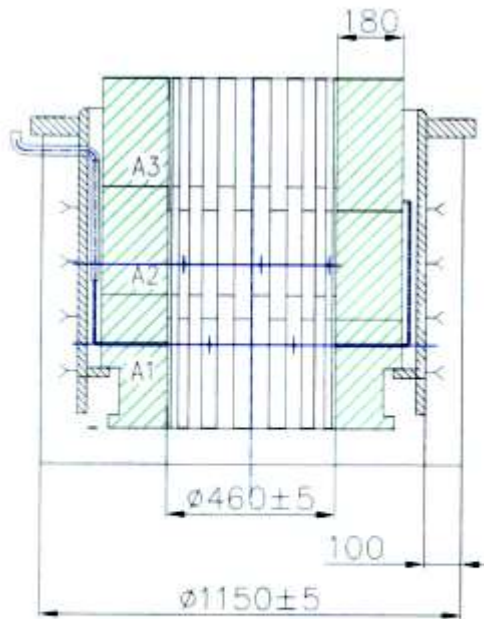


Рисунок 4 – Вид впускного патрубка с рациональными размерами

Выводы:

Физическое моделирование процесса вакуумирования стали в циркуляционном вакууматоре позволило установить взаимосвязь между объемом подаваемого во впускной патрубке газа, скоростью массопереноса металла и внутренним диаметром впускного патрубка. На основании расчетных показателей были изменены геометрические размеры впускного патрубка вакуум-камеры, что позволило повысить стойкость футеровки вакуум-камеры и снизить удельные затраты на огнеупорные материалы без снижения эффективности дегазации стали.

Повышение стойкости футеровки вакуум-камеры со 116,0 до 147,6 плавков позволило снизить удельные затраты на огнеупорные материалы.

от ИНМТ УрФУ принимали участие:

Директор Института новых материалов и технологий, д.т.н., проф.

доцент кафедры МЖиС, к.т.н., доц.

от АО ЕВРАЗ НТМК принимали участие:

Начальник отдела эксплуатации огнеупоров
технического управления
Начальник бюро огнеупоров конвертерного цеха
Технического управления


Начальник Технического управления
АО ЕВРАЗ НТМК

 О.Ю. Шешуков

 А.А. Метелкин

 Д.В. Сушников

 Д.Э. Манзор

 К.Н. Шведов

РОССИЙСКАЯ ФЕДЕРАЦИЯ



ПАТЕНТ

НА ИЗОБРЕТЕНИЕ
№ 2778653

Вакуум-камера с погружными патрубками

Патентообладатель: *Акционерное общество "ЕВРАЗ Нижнетагильский металлургический комбинат" (АО "ЕВРАЗ НТМК") (RU)*

Авторы: *Сушников Дмитрий Владимирович (RU), Метелкин Анатолий Алексеевич (RU), Стасов Иван Валерьевич (RU), Елин Вячеслав Юрьевич (RU), Манзор Дмитрий Эдуардович (RU), Ткачев Андрей Сергеевич (RU), Чернов Олег Борисович (RU), Корбутов Антон Сергеевич (RU), Садридинов Фарход Нигматулович (RU), Лыжин Алексей Геннадьевич (RU)*

Заявка № **2022106191**
 Приоритет изобретения **10 марта 2022 г.**
 Дата государственной регистрации
 в Государственном реестре изобретений
 Российской Федерации **22 августа 2022 г.**
 Срок действия исключительного права
 на изобретение истекает **10 марта 2042 г.**

*Руководитель Федеральной службы
по интеллектуальной собственности*

Ю. С. Зубов

ДОКУМЕНТ ПОДПИСАН ЭЛЕКТРОННОЙ ПОДПИСЬЮ
Сертификат 650800776 № 3101047-Керо2021430057
Владелец: **Зубов Юрий Сергеевич**
действителен с 20.08.2022 по 26.08.2023



Утверждаю:
 Технический директор ЕВРАЗ НТМК
 Д.А. Кошкарлов
 « 28 » 12 2022 г.

Акт промышленных испытаний
 по получению ультранизкого содержания углерода в металле, обрабатываемого вакуумом в
 160-тонном циркуляционном вакууматоре

Известно, что для получения ультранизкого содержания углерода в металле (менее 0,002 %) расплав необходимо обрабатывать в вакууме, тогда реакция взаимодействия кислорода с углеродом, растворенных в металле, будет интенсифицироваться и создается возможность получения требуемого содержания углерода в стали.

Получение ультранизкого содержания углерода в стали на промышленных площадках достигается технологической цепочкой конвертер - циркуляционный вакууматор, т.е. после слива расплава из конвертера его обрабатывают в агрегате РН. При этом удаление углерода идет по следующим путям (рис. 1):

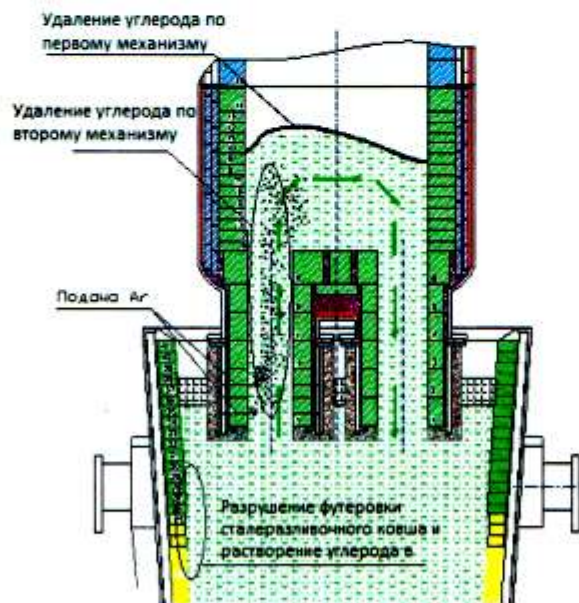


Рисунок 1 – Пути удаления и поступления углерода во время обработки расплава в циркуляционном вакууматоре

1. На начальном этапе обработки стали в вакуум-камере, когда содержание углерода находится в пределах 0,2-0,1%, его удаление осуществляется за счет образования пузырей газа

{CO} в глубине расплава и их дальнейшего всплытия. По мере снижения концентрации углерода в металле до значений менее 0,004-0,005 % глубина зарождения пузырьков газа становится незначительна, поэтому по данному пути удаление углерода затруднено.

2. Второй путь - это образование пузырей газа {CO} на границе нейтрального газа, подаваемого во впускной патрубков вакуум-камеры. Данный путь удаления углерода зависит от суммарной площади контакта всех пузырьков газа, вдуваемого во впускной патрубков вакуум-камеры.

Дополнительно, при рассмотрении вопроса удаления углерода из стали, необходимо оценить влияние футеровки сталеразливочного ковша, выполняемой из огнеупорных изделий содержащих углерод. Во время обработки стали футеровка сталеразливочного ковша разрушается и углерод попадает в сталь, т.е. происходит процесс насыщения металла углеродом. Скорость поступления углерода из футеровки будет зависеть от скорости разрушения огнеупорных изделий, которая в свою очередь зависит от интенсивности перемешивания расплава в металлургическом агрегате.

Таким образом, при рассмотрении вопроса удаления углерода в циркуляционном вакууматоре необходим комплексный подход, учитывающий не только пути удаления углерода из расплава, но и пути его растворения в стали при разрушении футеровки сталеразливочного ковша (рис. 2).



Рисунок 2 – Скорость удаления и растворения углерода в металле во время обработки в циркуляционном вакууматоре

По литературным данным и теоретическим расчетам были определены скорости удаления углерода, а также его растворения, из футеровки сталеразливочного ковша в металл.

На основании данных, представленных на рисунке 2, были определены скорости удаления углерода при установившемся постоянном режиме и при средних технологических параметрах обработки стали в вакуум-камере циркуляционного вакууматора (Q – расход нейтрального газа, Du – внутренний диаметр впускного патрубка, G – массоперенос металла, $S_{\text{пуз}}$ – площадь контакта пузырьков газа Ag с металлом), обеспечивающих остаточное содержание углерода в металле менее 0,002 %:

- скорость удаления углерода с поверхности расплава ($V_{\text{спов}}$) составляет $1,10 \cdot 10^{-4}$ %/мин.;
- скорость удаления углерода в пузырьки нейтрального газа, подаваемого во впускной патрубок вакуум-камеры ($V_{\text{спуз}}$) составляет $1,85 \cdot 10^{-4}$ %/мин.;
- скорость поступления (растворения) углерода из футеровки сталеплавильного агрегата ($V_{\text{сфр}}$) составляет $2,40 \cdot 10^{-4}$ %/мин.

Представленные скорости позволяют достигать содержания углерода в расплаве менее 0,002 %, изменив какой-либо из параметров обработки стали (Q , Du , G , $S_{\text{пуз}}$), возможно, рассчитать наибольшую скорость удаления углерода из расплава.

Необходимо определить рациональные параметры, обеспечивающие минимальное остаточное содержание углерода в стали, данные параметры будут определяться из следующих положений:

1. Параметр массопереноса металла в вакуум-камере (G) влияет, как на скорость удаления углерода $V_{\text{спов}} + V_{\text{спуз}}$, так и на скорость растворения углерода $V_{\text{сфр}}$, увеличение параметра G позволит повысить общую скорость удаления углерода, с другой стороны значительный массоперенос усилит разрушение футеровки металлургического агрегата, что приведет к увеличению скорости растворения (поступления) углерода в расплав.
2. Массоперенос металла в вакуум-камере зависит от расхода нейтрального газа Q , при этом необходимо учитывать геометрические размеры впускного патрубка вакуум-камеры, которые ограничены слиянием пузырьков газа в ограниченном объеме.
3. Изменение скорости удаления углерода в пузырьки нейтрального газа $V_{\text{спуз}}$ пропорционально площади поверхности $S_{\text{пуз}}$.
4. Изменение скорости поступления углерода пропорционально массопереносу металла G .

Для проверки адекватности представленной модели было проведено сравнение теоретических положений с практическими результатами, полученных на циркуляционном вакууматоре № 2, данные по опытным плавкам представлены в таблице 1, а расчетные показатели представлены в таблице 2.

Таблица 1 - Показатели опытных плавов

№ п/п	Стойкость,* пл.	Общее время обработки, мин.	Расход газа подаваемого впускной патрубком (Q), литров/мин	Диаметр впускного патрубка (Du), м	Содержание [C], первая проба RH	Содержание [C], последняя проба RH
1	4	85	1800-2400	0,56	0,032	0,0018
2	22	288	1800-2400	0,59	0,041	0,0051
3	44	600	1800-2400	0,64	0,046	0,0060
4	45	630	1800-2400	0,64	0,047	0,0057
5	110	1370	1800-2400	0,77	0,032	0,0065

* - Стойкость вакуум-камеры во время обработки опытной плавки

Таблица 2 - Расчетные показатели опытных плавов с теоретическими показателями.

№ п/п	Тип плавов	Расход газа подаваемого впускной патрубком (Q), л/мин.	Диаметр впускного патрубка (Du), м	Стойкость,* пл.	Скорость циркуляции металла (G), тонн/мин.	Скорость движения металла в впускном патрубке (V ₁), м/сек	V _{Слов} · 10 ⁻⁴ , %/мин	V _{Слов} · 10 ⁻⁴ , %/мин	V _{Слр} · 10 ⁻⁴ , %/мин	Изменение интенсивности удаления углерода, %/мин
1	Опытные	2000,0	0,56	4	63,97	0,62	1,1	1,81	2,33	0,028
2		2000,0	0,59	22	66,94	0,58	1,1	1,87	2,44	-0,014
3		2000,0	0,64	44	71,83	0,53	1,1	1,97	2,61	-0,090
4		2000,0	0,64	45	71,83	0,53	1,1	1,97	2,61	-0,090
5		2000,0	0,77	110	84,34	0,43	1,1	2,21	3,07	-0,306
6	Теоретическая, наилучшие показатели	1100,0	0,43	-	37,34	0,61	1,1	1,00	1,36	0,191
7	Сравнительная	2000,0	0,58	-	65,95	0,59	1,1	1,85	2,40	0,000

* - Стойкость вакуум-камеры во время обработки опытной плавки

Сопоставим скорости удаления углерода, представленные на рисунке 2 с практическими данными, полученными во время проведения испытаний, данные представлены на рисунке 3.

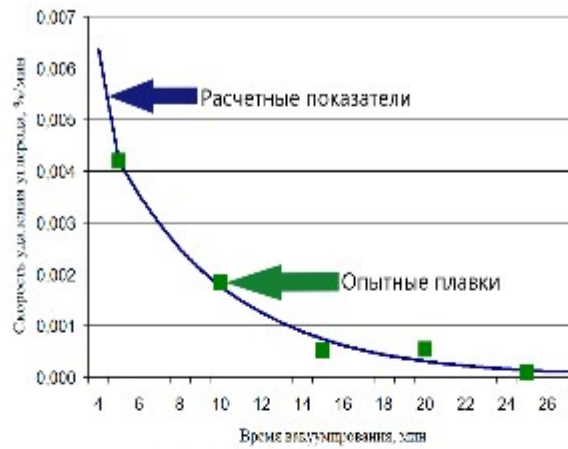


Рисунок 3 – Сравнение расчетных и полученных на реальных плавках скоростей удаления углерода

Из данных, представленных на рисунке 3, видно, что расчетные показатели скорости удаления углерода хорошо согласуются с результатами полученных на опытных плавках.

Сравним остаточное содержание углерода опытных плавков (табл. 1) с теоретическими расчетами изменения интенсивности удаления углерода (табл. 2), данные представим на рисунке 4.



Рисунок 4 – Сопоставление интенсивности удаления углерода с остаточным содержанием данного элемента в расплаве после вакуумирования

Из данных, представленных на рисунке 4, видно, что интенсивность удаления углерода обратно пропорциональна остаточному содержанию углерода в расплаве. При увеличении интенсивности удаления углерода остаточное содержание данного элемента снижается.

На основании сравнения теоретических расчетов и практических показателей были разработаны рекомендации по удалению углерода из расплава до значений менее 0,002 %. В зависимости от износа футеровки впускного патрубка необходимо вносить изменения в технологические параметры обработки металла в циркуляционном вакууматоре путем изменения расхода газа, подаваемого во впускной патрубок. Расчетные данные представлены в таблице 3.

Таблица 3 – Расчетные рациональные технологические параметры вакуум-камеры, обеспечивающие пониженное содержание углерода в металле

№ п/п	Расход газа подаваемого во впускной патрубок (Q), л/мин.	Диаметр впускного патрубка (Du), м	Стойкость,* пл.	Скорость циркуляции металла (G), тонн/мин.	Скорость движения металла во впускном патрубке (V ₁), м/сек	Изменение интенсивности удаления углерода, %/мин
1	1000,0	0,42	0	35,12	0,60	0,189
2	1350,0	0,48	24	45,41	0,59	0,150
3	1550,0	0,54	48	54,16	0,55	0,075
4	1550,0	0,61	72	59,50	0,49	-0,012
5	1500,0	0,67	96	63,67	0,43	-0,106
6	1500,0	0,68	100	64,53	0,42	-0,122

*- Стойкость вакуум-камеры во время обработки опытной плавки

Необходимо отметить, что теоретические расчеты были подтверждены на незначительном количестве плавов (5 шт. см. табл.1), поэтому при необходимости получения более основательных результатов нужно провести испытания на значительно большем объеме металла подвергающегося декарбонизации. Для дальнейшего проведения опытных работ необходимо провести модернизацию оборудования на циркуляционном вакууматоре №2 в конвертерном цехе №1 АО ЕВРАЗ НТМК.

Выводы:

Таким образом, теоретические расчеты подтверждаются на практических плавках. Дополнительно по теоретическим расчетам определены рациональные технологические конструкционные параметры вакуум-камеры. Для достижения минимального остаточного содержания углерода необходимо уменьшить внутренний диаметр впускного патрубка до значений 0,43-0,46 м при этом расход аргона, на заключительной стадии вакуумирования, должен составлять 1100 литров в минуту. Однако, в процессе эксплуатации футеровка ва-

куум-камеры изнашивается, что приводит к увеличению внутреннего диаметра (D_u), что необходимо учитывать для достижения минимальных значений по остаточному содержанию углерода в расплаве (таблица 3). Для дальнейшего проведения опытных работ необходимо провести модернизацию оборудования на циркуляционном вакууматоре №2 в конвертерном цехе №1 АО ЕВРАЗ НТМК.

от ИНМТ УрФУ принимали участие:

Директор Института новых
материалов и технологий, д.т.н., проф.

 О.Ю. Шешуков

Доцент кафедры МЖиС, к.т.н., доц.


 А.А. Метелкин

от АО ЕВРАЗ НТМК принимали участие:

Начальник Технического управления
АО ЕВРАЗ НТМК

 К.Н. Шведов

Главный специалист по развитию
Участка ВОС КЦ1

 А.С. Ткачев