

Министерство образования и науки
Донецкой Народной Республики
Государственное образовательное учреждение
высшего профессионального образования
«Донецкий национальный технический университет»

На правах рукописи



Беззуб Александра Андреевна

**ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРОЦЕССОВ
ТЕПЛОМАССОПЕРЕНОСА В ТЕХНОЛОГИИ ВНЕПЕЧНОЙ ОБРАБОТКИ
СТАЛИ**

Специальность 05.14.04 - «Промышленная теплоэнергетика»

Диссертация
на соискание ученой степени
кандидата технических наук

Научный руководитель:
доктор технических наук, доцент
Захаров Н.И.

Донецк – 2022

ОГЛАВЛЕНИЕ

ВВЕДЕНИЕ	3
1. АНАЛИТИЧЕСКИЙ ОБЗОР СОВРЕМЕННОГО СОСТОЯНИЯ ПРОБЛЕМЫ	11
1.1. Общая характеристика технологии внепечной дегазации металла	11
1.2. О проблеме выбора футеровки ковша и рафинировочного шлака	16
ВЫВОДЫ ПО РАЗДЕЛУ 1	28
2. МАТЕМАТИЧЕСКАЯ ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ И МЕТОДОЛОГИЯ ИССЛЕДОВАНИЙ.....	30
ВЫВОДЫ ПО РАЗДЕЛУ 2.....	48
3. ТЕПЛОВОЙ БАЛАНС И ЭНЕРГОРЕСУРСОСБЕРЕГАЮЩИЕ РЕЖИМЫ ТЕПЛОВОГО ПРОЦЕССА	49
3.1. Методика определения теплового баланса ковшевого агрегата	49
3.1.1. Потери тепла ковшом	50
3.1.2. Потери тепла на нагрев металла	51
3.1.3. Потери в короткой цепи	51
3.1.4. Потери тепла на нагрев и плавление шлакообразующих	51
3.1.5. Потери тепла на охлаждение крышки	52
3.1.6. Потери тепла с отходящими газами.....	53
3.1.7. Потери тепла на нагрев ферросплавов	55
3.2. Структура теплового баланса.....	56
3.3. Компьютерное моделирование конвективного теплопереноса и энергоресурсосберегающие режимы технологии	57
ВЫВОДЫ ПО РАЗДЕЛУ 3	68
4. ЭНЕРГОРЕСУРСОСБЕРЕГАЮЩИЕ РЕЖИМЫ ВНЕПЕЧНОЙ ДЕАЗОТАЦИИ ЖИДКОГО МЕТАЛЛА ПРОДУВКОЙ ИНЕРТНЫМ ГАЗОМ ЧЕРЕЗ ПОРИСТЫЕ ЭЛЕМЕНТЫ ДНИЩА КОВША.....	69
4.1. Энергоресурсосберегающие режимы технологии	69
ВЫВОДЫ ПО РАЗДЕЛУ 4.....	107
ОСНОВНЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ И ВЫВОДЫ	108
ЛИТЕРАТУРА.....	109

ВВЕДЕНИЕ

Актуальность темы исследования. Одну из доминирующих ролей в совершенствовании перспективных технологий металлургического производства, в том числе и металлургии стали, играют вопросы повышения эффективности процессов тепломассопереноса на различных этапах плавильного передела. С оптимизацией этих процессов связано как обеспечение повышенного качества металла, так и улучшение технико-экономических характеристик, экономии энергетических ресурсов, более высокие показатели энергоресурсосбережения. Общеизвестно, что на всех этапах сталеплавильного передела значительные резервы его совершенствования сосредоточены именно в технологических новациях, обеспечивающих повышение эффективности процессов тепломассопереноса, в том числе в применении инновационных решений по внепечной обработке расплавов, как неотъемлемой части технологической цепочки производства стали.

Особое место в структуре технологий внепечной обработки стали занимает продувка металла аргоном через днище ковша при атмосферном давлении под слоем синтетического шлака, предохраняющего расплав от переохлаждения и поступления в него газов из атмосферы, совершенствование способов которой может рассматриваться как задача нахождения оптимизированных параметров тепловых технологических процессов. В совершенствовании режимов продувки аргоном жидкой стали и температурного режима покровного шлака кроются значительные резервы энергоресурсосбережения. На необходимость решения проблемы энергоресурсосбережения при продувке жидкого металла аргоном в условиях внепечной дегазации указывал академик В.Л. Найдек. По данным Н.Н. Чуйко наиболее результативной для создания условий повышения эффективности тепломассопереноса на стадии внепечной обработки стали является именно продувка расплава аргоном через пористые элементы днища ковша, которая обеспечивает распределение мелких пузырьков инертного газа по всему объему жидкой ванны. Большое количество пузырей аргона, всплывающих в жидкой ванне

и сформированных на порах продувочного устройства, обеспечивают значительную площадь поверхности «аргон-металл» и интенсивную конвективную диффузию атомов удаляемого из металла газа к этой поверхности и, далее, выброс этого газа в атмосферу через шлак пузырями аргона. И.И. Борнацким и В.С. Живченко на основании экспериментальных исследований показано, что продувка жидкого металла через пористые элементы днища ковша при атмосферном давлении под слоем газопроницаемого синтетического шлака не уступает по эффективности комплексной обработке с включением технологии вакуумирования. Также, весьма значительные успехи в области разработки технологий внепечной дегазации (в частности, деазотации) достигнуты японскими учёными A.Kazuko, T.Harada, S.Tasisada и др.

Вместе с тем, при наличии согласованного мнения специалистов в отношении неоспоримых достоинств технологии продувки расплава аргоном через пористые элементы днища ковша, ряд вопросов ее совершенствования в направлении повышения эффективности процессов тепломассопереноса и обеспечения энергоресурсосбережения, конструктивных структурных особенностей теплотехнического оборудования, которые обеспечивают снижение затрат материальных ресурсов на его изготовление, требуют дальнейшего исследования. Так, в частности, при практикуемых на данный момент различных вариантах распределения пористых элементов в днище ковша (равномерное распределение по всему днищу и «пористое кольцо» в центральной части днища), металлурги сталкиваются с усиленным износом части элементов его футеровки, вызванным инициированными продувкой вихревыми движениями потоков жидкой стали. Эта ситуация возникает по той причине, что до сих пор не решен вопрос выбора оптимизированного распределения пористых элементов (пористых пробок) в днище, который, с одной стороны, позволял бы достичь заданный уровень рафинирования металла, а, с другой стороны, уменьшение износа футеровки и экономии энергоресурсов.

Таким образом, применительно к технологии внепечной обработки стали изучение и совершенствование процессов тепломассопереноса при продувке

жидкого металла аргоном через днище ковша является актуальной научной задачей промышленной теплоэнергетики, связанной с достижением повышенных показателей энергоресурсосбережения в металлургии стали.

Связь работы с научными программами, планами и темами. Диссертационная работа выполнена в рамках исследований по научному направлению «Процессы тепломассопереноса и энергоресурсосберегающие режимы металлургических технологий» кафедры «Техническая теплофизика» факультета металлургии и теплоэнергетики ГОУ ВПО «ДОННТУ», тема Н 2020-8 «Математическое моделирование процессов тепломассопереноса и энергоресурсосберегающие режимы при внепечной дегазации жидкого металла».

Цель исследования заключается в создании обоснованных технологических приемов повышения эффективности процессов тепломассопереноса в энергоресурсосберегающих режимах внепечной деазотации жидкого металла продувкой аргоном через днище ковша с пористыми пробками при атмосферном давлении и наличии на поверхности расплава синтетического азотопроницаемого шлака.

Для реализации поставленной цели решались следующие задачи:

- разработка компьютерной модели конвективного тепломассопереноса в жидком металле в условиях рассматриваемого варианта технологий;
- установление адекватности этой модели путём сравнения расчётных и экспериментальных данных;
- численное исследование динамики нагрева шлака погружёнными в него электродами;
- численное исследование разрушающей способности вихревого движения жидкого металла, воздействующего на стенки ковша в процессе деазотации расплава;
- численное исследование конвективной диффузии атомов азота в жидкой ванне в процессе деазотации расплава железа;
- разработка энергоресурсосберегающих режимов рассматриваемого варианта технологий.

Объектом исследования является технология внепечной высокотемпературной обработки стали путем продувки аргоном при атмосферном давлении.

Предмет исследования являются процессы конвективного теплопереноса в технологиях внепечной деазотации жидкого металла продувкой аргоном через днище ковша при атмосферном давлении под синтетическим азотопроницаемым шлаком в условиях локального распределения пористых пробок в днище.

Методы исследования. В исследовании применялись апробированные теоретические модели конечно-разностного метода переменных направлений для численного анализа пространственных краевых задач моделей тепловых процессов, включая 3-мерные дифференциальные уравнения Фурье и Навье-Стокса с граничными условиями 2,3 и 4 рода; методы решения интегральных уравнений конвективной диффузии атомов азота в жидком металле; методы компьютерной программной реализации вычислительных алгоритмов анализа рассматриваемых математических моделей промышленной теплоэнергетики; методы лабораторного экспериментального анализа.

Достоверность полученных результатов, сформулированных научных положений и выводов обеспечивается корректным использованием при решении задач работы строгих обоснованных математических методов; контролем точности реализуемых численных исследований; согласованностью полученных результатов в отдельных частных случаях с опубликованными результатами исследований других авторов; сопоставлением ряда установленных расчетно-теоретических результатов с экспериментальными данными лабораторных и заводских исследований; соответствием между полученными результатами и подтвержденными данными практического внедрения.

Научная новизна полученных результатов.

1. Впервые проведено учитывающее пространственную структуру температурного поля в расплаве и несимметричность расположения продувочных устройств в днище ковша компьютерное моделирование процессов конвективного

тепломассопереноса атомов азота в жидком металле при его внепечной деазотации, согласующееся с данными заводских и лабораторных исследований.

2. Получили развитие научные представления о влиянии характера нагрева шлака, покрывающего жидкий металл, на его температурный режим. Показано, что режимы нагрева шлака с периодическим включением и отключением электродов обеспечивают как поддержание температуры металла на необходимом уровне, так и сокращение энергозатрат при его внепечной обработке.

3. Впервые исследована разрушающая способность вихревого движения жидкого металла, вызывающего истощение футеровки ковша. Выявлены области наиболее подверженные фактору данных высокотемпературных деструктивных воздействий. Показано, что разработка защитных мер, по усилению этих областей повышает длительность эксплуатации футеровки стенок ковша, и, таким образом, является фактором ресурсосбережения.

4. Впервые получена допускающая определение экстремальных значений и являющаяся основой в достижении максимального показателя энергоресурсосбережения зависимость степени деазотации расплава железа от интенсивности продувки аргоном через несимметрично расположенные в днище ковша пористые элементы.

Теоретическая значимость работы заключается в получении и развитии научных представлений о влиянии характера нагрева шлака на его температурный режим; о разрушающей способности вихревого движения разогретого жидкого металла, вызывающего высокотемпературное истощение футеровки стенок ковша; о характере зависимости степени деазотации расплава железа от интенсивности продувки в условиях рассматриваемого варианта технологий.

Практическая значимость работы состоит в разработке рекомендаций по обеспечению оптимизированных параметров энергоресурсосбережения при нагреве шлака, покрывающего расплав металла; о необходимости принятия и характере защитных мер для минимизации факторов разрушительного воздействия вихревого движения разогретого жидкого металла на футеровку стенок ковша; по выбору оптимизированных параметров интенсивности продувки жидкой ванны

аргоном. Получен акт № 43204-337 от 07.12.2022 о внедрении результатов диссертационного исследования в условиях ООО «ЮГМК» Филиала №2 «Енакиевский металлургический завод».

На защиту выносятся научные положения и результаты исследований, включающие:

- установленные закономерности влияния локального распределения пористых пробок в днище ковша на параметры конвективного теплопереноса атомов азота в жидком металле при его внепечной деазотации продувкой аргоном при атмосферном давлении под слоем синтетического азотопроницаемого шлака;
- сформулированные научные представления и выявленные количественные закономерности влияния характера нагрева шлака, покрывающего жидкий металл, на его температурный режим;
- выявленные и систематизированные данные о деструктивных воздействиях вихревого движения расплава при внепечной обработке, вызывающих истощение футеровки стенок ковша;
- сформированные рекомендации относительно условий обеспечения энергоресурсосберегающих режимов рассматриваемого варианта технологии.

Апробация результатов работы. Основные результаты диссертационной работы докладывались и обсуждались на ряде научно-технических конференций, в числе которых «XII Всероссийский съезд по фундаментальным проблемам теоретической и прикладной механики» (г. Уфа, 19-24 августа 2019 г.), «Всероссийская научная конференция школы для молодых ученых (с международным участием)» (г. Таганрог, 4 – 5 октября 2019 г.), «Донецкие чтения 2020: образование, наука, инновации, культура и вызовы современности» (г. Донецк, 17-18 ноября 2020 г.), «Донецкие чтения 2021: образование, наука, инновации, культура и вызовы современности» (г. Донецк, 26-28 октября 2021 г.), а также на заседаниях расширенного профильного научного семинара по проблемам промышленной теплоэнергетики ГОУ ВПО «Донецкий национальный технический университет» и ГОУ ВПО «Донецкий национальный университет» (2022 г.).

Публикации и личный вклад соискателя. Основные результаты диссертации опубликованы в 6 научных работах.

– Публикации в рецензируемых научных журналах, рекомендованных ВАК ДНР по специальности «Промышленная теплоэнергетика»:

1. Беззуб А.А. Исследование воздействия конвективного движения расплава на футеровочный слой стенки ковша-печи / А.А. Беззуб, Ф.В. Недопёкин // Вестник Донецкого национального университета Серия Г Технические науки. – 2021. – №1. – С. 91-99.

2. Беззуб А.А. К вопросу об энергосбережении при внепечной обработке стали продувкой аргоном / А.А. Беззуб, В.В. Белоусов // Вестник Донецкого национального университета Серия Г Технические науки. – 2021. – №3. – С. 78-85.

3. Беззуб А.А. Математическое моделирование процессов тепломассопереноса и энергоресурсосберегающие режимы внепечной деазотации жидкого металла в условиях неоднородного поля температур / А.А. Беззуб, Н.И. Захаров, С.М. Стриченко, В.В. Белоусов // Вестник Донецкого национального университета Серия Г Технические науки. – 2022. – №1. – С. 106-115.

– Публикации в других изданиях:

4. Беззуб А.А. Моделирование гидродинамических и теплофизических процессов в ванне агрегата ковш-печь / А.А. Беззуб, В.В. Белоусов // Журнал теоретической и прикладной механики – 2018. – №1-2. – С. 54-61.

5. Беззуб А.А. Численное моделирование физических процессов в агрегате ковш-печь / А.А. Беззуб, Ф.В. Недопёкин, В.И. Бондаренко, В.В. Бодряга// Материалы V Международной научной конференции. Донецкие чтения 2020: образование, наука, инновации, культура и вызовы современности. Физико-математические и технические науки. – 2020. – Часть 2. – С. 5-7.

6. Беззуб А.А. Разработка энергосберегающего режима нагрева шлака при внепечной обработке стали / А.А. Беззуб. – Материалы VI Международной научной конференции. Донецкие чтения 2021: образование, наука, инновации, культура и вызовы современности. Физические и технические науки. – 2021. – Том 2– С. 7-10.

Основные результаты получены автором самостоятельно. В работах ВАК научному руководителю принадлежит постановка рассматриваемых задач, участие в выборе методологии исследования и обсуждения полученных результатов.

Структура работы. Диссертационная работа состоит из введения, четырёх разделов, перечня основных результатов и выводов, списка использованной литературы. Общий объём диссертации составляет 118 страниц, из которых основной текст занимает 108 страниц, список литературы – 10 страниц.

1. АНАЛИТИЧЕСКИЙ ОБЗОР СОВРЕМЕННОГО СОСТОЯНИЯ ПРОБЛЕМЫ

1.1. Общая характеристика технологии внепечной дегазации металла

Металлургия – область науки и техники, являющаяся одной из наиболее энерго- и ресурсоёмких отраслей промышленности. В связи с этим актуальной является разработка режимов энергоресурсосбережения металлургических технологий. Это также относится и к технологии внепечной дегазации расплавов, а именно, деазотации. Избыток газов в металлургических изделиях ухудшает эксплуатационные свойства изделий, а именно, азот повышает склонность изделий к старению. Для удаления азота из жидкого металла, где азот растворим, применяют разные способы внепечной обработки [1-4]. Эти способы имеют существенное преимущество в сравнении с рафинированием расплавом в плавильной печи в отношении степени рафинирования.

К таким перспективным способам относится продувка металла инертным газом, при чем затраты на эту технологию существенно ниже себестоимости слитков [1,5].

Относительная дешевизна, а также высокое качество определяет перспективность изучаемого способа, а также его развитие [6]. В данной работе акцентируется необходимость широкого применения установок внепечной обработки расплавов с активным использованием энергоресурсосберегающих технологий. При исследовании зависимости степени рафинирования металла от интенсивности ввода инертного газа в жидкую ванну, цитата: «чем интенсивнее, тем эффективнее» не выдерживает научной критики. Наоборот, снижение интенсивности продувки до оптимального уровня позволяет рационально подойти к решению проблемы энергоресурсосбережения.

В нынешнее время продувка расплавов аргоном нашла наиболее широкое применение в металлах на основе железа. Кроме использования сталь-ковша для

внепечной обработки, этот способ также можно реализовать в дуговой сталеплавильной печи и в кислородном конвертере [1].

Современный метод исследования рассматриваемой технологии – это компьютерное моделирование процессов тепломассопереноса, которые имеют огромное влияние на регулирование температуры и состава металла.

Компьютерное моделирование, которое основано на использовании перспективных математических моделей, позволяет определить энергоресурсосберегающие режимы технологий, при условии, что результаты согласуются с данными лабораторных и опытно-промышленных исследований.

Дегазирующие свойства продувки металлургических расплавов аргоном играют роль при наличии разности концентраций удаляемого азота в объёме жидкой ванны и межфазной поверхности «аргон-металл».

В рассматриваемой технологии существует три режима: пузырьковый, переходный и струйный. Пузырьковый режим соответствует пузырьковой форме нахождения аргона в расплаве. Этот режим относительно небольших по размеру пузырей аргона, сформированных на порах продувочного устройства, всплывающих в металле и поглощающих азот из жидкого металла [7]. При увеличении интенсивности продувки через пористые элементы днища ковша часть пузырей аргона может сливаться друг с другом, тем самым снижается площадь поверхности контакта «аргон-металл» и степень деазотации. Это переходный режим продувки. А при значительной интенсивности продувки наблюдается его струйный режим, где площадь поверхности «аргон-металл» испытывает дальнейшее снижение, как и степень дегазации [8]. Авторы этой работы, на основе экспериментальных исследований, описывают, что при пузырьковом режиме продувки фактор развития межфазной поверхности в увеличении эффективности внепечной дегазации расплава превосходит над повышением степени турбулизации жидкой ванны при струйном режиме. А связано это с тем, что массоперенос через диффузионные пограничные слои на поверхности пузырей аргона ламинарный, даже в том случае, когда основной объём расплава подвержен турбулентности [9,10]. Таким образом, развитие межфазной поверхности

достигается уменьшением размера пузырей аргона, в связи с тем, что при фиксированной интенсивности продувки существенно возрастает удельная площадь поверхности «аргон-металл» [11].

К снижению эффективности рассматриваемой технологии приводит наличие поверхностно-активных элементов (ПАЭ) в металлургическом расплаве (для железа это сера и кислород). Степень влияния этих элементов существенно зависит убывающим образом от их концентрации в жидкой ванне [12].

В работе [7] установлено, что объединение технологии продувки металла с его выпуском из плавильной печи в ковш приводит к повышению эффективности внепечной деазотации расплава. Здесь имеет место фактор энергоресурсосбережения, связанный с экономией аргона для продувки, а также экономией топлива в печи [13,14].

Авторы работы [15] сопоставили между собой способы внепечной дегазации металла по эффективности: вакууммирование с одновременной продувкой расплава аргоном через днище ковша и аналогичную продувку при атмосферном давлении под слоем синтетического шлака. Эффективность данных вариантов технологий оказалась на одном уровне. Это можно охарактеризовать тем, что при интенсивной продувке металла аргоном в пузырьковом режиме площадь поверхности контакта «аргон-металл» значительно превосходит аналогичную характеристику «вакуум-металл». Второй вариант продувки проще в эксплуатации и не требует больших материальных и энергетических ресурсов, поэтому может быть использован на многих металлургических заводах.

Работа [8] гласит, что для получения пузырькового режима продувки необходимо увеличить пористую часть продувочного устройства с одновременным уменьшением диаметра пор. Вместе с этим площадь пористой части положительно влияет на эффективность рассматриваемой технологии, при условии, что она не превышает значения 0,05–0,07 от площади днища ковша [10]. В этой работе отмечается необходимость учёта температурного фактора, а также рационализации расположения пористых элементов по днищу. Отклонение от этих рекомендаций, нарушает благотворную гидродинамику продувки металла аргоном.

По данным работы [16] для поры диаметром 0,6 мм критическое значение интенсивности продувки составляет $7 \text{ см}^3/\text{с}$ в расчёте на единичную пору. Данное значение определяет выход из пузырькового режима продувки.

В нынешнее время общепринятым является следующий механизм деазотации жидкого металла, где азот растворим [17-20]:

- а) перенос растворённых атомов азота конвекцией в расплаве к границе «аргон-металл»;
- б) перенос этих частиц через диффузионный пограничный слой на поверхности пузырей аргона;
- в) адсорбция атомов азота на этой поверхности;
- г) химическая реакция их молизации;
- д) десорбция образованных молекул азота в пузыри аргона;
- е) вынос этих молекул пузырями в атмосферу через слой синтетического шлака.

Общее сопротивление многостадийного процесса является суммой сопротивлений на отдельных стадиях. В том случае, когда сопротивление одной из стадий существенно превосходит другие, малыми сопротивлениями пренебрегают. Эта стадия носит название «лимитирующей».

Обратим внимание на варианты, в которых процесс лимитируется одной стадией. На существование лимитирующей стадии б) указывают работы [12,21,22]. Основой данного утверждения является обнаруженный в этих экспериментальных исследованиях факт интенсификации внепечной дегазации жидкого металла при его перемешивании. По мнению авторов этих работ, это происходит за счёт утончения диффузионного пограничного слоя на поверхности пузырей аргона. Похожую стадию лимитирования обнаружили в целом ряде исследований [23-30].

Авторы работы [31] обращают внимание, что лимитирование массопереноса атомов азота в жидком металле имеет место для чистого металла и его сплавов с поверхностно-инактивными, слабоактивными, а также поверхностно-активными, но лишь при их малой концентрации в расплаве.

Воздействие поверхностно-активных элементов на внепечную деазотацию жидкой ванны описывается следующим образом [32].

Между ПАЭ и частицами удаляемого из расплава азота возникает конкуренция за свободные области на границе «аргон-металл». Только те частицы азота могут занять эти области, которые имеют достаточную энергию для преодоления сопротивления со стороны ПАЭ. Исследования этих авторов, основанные на экспериментах, показали, что вид лимитирующего звена при деазотации жидкого железа в присутствии ПАЭ зависит от их концентрации в жидком металле.

При малых концентрациях ПАЭ лимитирование массопереноса азота осуществляется звеном б). Данное звено не останавливается лимитировать процесс массопереноса азота в жидком железе до концентраций 0,0146 % по кислороду и 0,03 % по сере [32]. При достижении концентрации 0,06%-0,07% по кислороду и в 2 раза выше по сере можно наблюдать смену лимитирующего звена с б) на в). При некоторых промежуточных концентрациях ПАЭ необходимо учитывать обе стадии при расчёте массопереноса азота в жидком железе.

В легкоплавких металлах (например, алюминии) азот не растворяется, это связано с высокой прочностью молекул азота. В жидком железе, а также его сплавах азот растворим. Процесс лимитирования может осуществляться также актом молизации (объединение двух атомов азота в молекулу) на поверхности пузырей аргона [33-37]. Молизионное (кинетическое) звено имеет место при малых концентрациях атомов азота в жидком железе [38,39].

По данным работы [36] во время внепечной деазотации жидкого железа рассматриваемое звено наступает при концентрации азота 0,01-0,02%.

Скорость химической реакции объединения двух атомов азота в молекулу на поверхности пузырей аргона пропорциональна степени заполнения этой поверхности атомами азота, в соответствии с работой [36].

При наличии азотопроницаемого шлака на поверхности жидкого металла, под которым расплав продувается аргоном с целью деазотации лимитирующим звеном, массопереносом азота может стать прохождение пузырей аргона через

шлак. Только пузыри, обладающие достаточной энергией могут совершить работу перехода через границу раздела «металл-шлак» [7]. Другие пузыри задерживаются в подшлаковом слое.

Следуя результатам работы [40], критический размер пузырей определяется набором параметров и индивидуален в каждом варианте технологии. В целом, в подшлаковом слое задерживаются пузыри аргона размером менее 1 см [7].

Авторы работы [41] утверждают, что интенсивная продувка металла аргоном ведёт к укрупнению пузырей, накопившихся под шлаком, а, следовательно, к прорыву границы «металл-шлак» с образованием очагов прохождения пузырей через шлак. Анализ проведённых исследований [42,43] показал, что позитивными условиями для прохождения пузырей аргона через границу «металл-шлак» с размерами меньше критического является повышение интенсивности продувки. Быстрая растекаемость шлака по поверхности расплава металла предохраняет его от поступления в жидкую ванну газов из атмосферы.

В условиях смешанного лимитирования расчётно-теоретический анализ процесса массопереноса азота при внепечной деазотации жидкой ванны без привлечения компьютера приводит к громоздким математическим соотношениям [44,45].

Для наличия в расплаве нескольких ПАЭ аналитический метод также затруднителен и [46,47]. Вышеизложенное подтверждает перспективность использования компьютерного моделирования при исследовании рассматриваемой технологии.

1.2. О проблеме выбора футеровки ковша и рафинировочного шлака

Один из основных вопросов в металлургии вопросов – прожиг футеровочного слоя. Футеровка ковша работает в достаточно жестких условиях.

Рафинировочный высокоосновный шлак разогревается до весьма высоких температур ($\sim 1700^\circ\text{C}$). Время контакта агрессивного жидкоподвижного шлака с футеровкой шлакового пояса, а также в прилегающей снизу области составляет 50

мин и более (вплоть до 2 часов). Металл продувается инертным газом, а это создает интенсивное движение металла с размыванием футеровки. Ковш также служит для приема металла из плавильного агрегата, поэтому на стойкость его элементов влияет действие падающей струи металла.

Наиболее быстро и неравномерно изнашиваемые элементы футеровки и огнеупорных элементов сталеразливочных ковшей [48]:

- шлаковый пояс;
- область контакта футеровки с падающим из плавильного агрегата металлом (днище, нижняя часть стенок);
- область контакта футеровки с движущимися потоками металла (при донной продувке инертным газом);
- область днища, прилегающая к продувочному узлу;
- продувочный узел, гнездовой кирпич.

Величина износа вышеупомянутых областей, на практике, в несколько раз превышает скорость износа основной футеровки ковша.

Изготовление наливной футеровки полностью механизировано. Использование при наливке шаблона с вибратором дает возможность получать плотную монолитную футеровку без швов. Во время эксплуатации возможно быстро отремонтировать износившиеся части футеровки за счет подливки. При использовании промежуточных подливок достигается стойкость футеровки ковша до 200 и выше наливов. Производство монолитной футеровки осуществляется в течение 2-3 часов. Для изготовления наливной футеровки требуется оснащение участка подготовки ковшей необходимым оборудованием, а именно смесителями для приготовления наливной массы с выдачей материала и точным дозированием компонентов, а также шаблоном для формирования внутренней поверхности. Сушка наливного ковша, со временем разогрева, достаточно продолжительна и может составить до 4-х суток. В таких условиях негативный фактор – это невозможность оперативного ввода ковша в эксплуатацию.

Особенность большой группы бетонов, которые используются для наливки стенок и днища сталеразливочных ковшей, значительное уменьшение (в 1,5-2 раза)

прочностных свойств материала в диапазоне температур 950-1100 °С. Это говорит о том, что наливная футеровка склонна к разрушению, например, растрескиванию из-за недостаточной жесткости сталеразливочного ковша или его несимметричной нагрузки. В результате исследований было выявлено, что пораженные трещинами зоны находятся на некотором удалении от поверхности контакта футеровки с жидким металлом (35-40 мм). При эксплуатации часто происходит отслоение больших кусков футеровки, а это можно считать подтверждением наличия внутренних трещин. Бетоны с высоким содержанием оксида алюминия (более 90 %) в меньшей степени подвергаются растрескиванию.

Основные технологические свойства тиксотропного корундошпинельного бетона с экзотермическим эффектом приведены ниже.

Таблица 1.1. Основные технологические свойства тиксотропного корундошпинельного бетона

Предельная температура применения, °С	1750;
длительность периода сушки и разогрева ковша (до $t = 1000$ °С), ч	50;
линейное изменение размеров (%) при температуре:	1600 °С -0,17; 1650 °С -0,10;
теплопроводность (Вт/м-К) при температуре:	200 °С-2,85; 600 °С-2,55; 1000 °С-2,40.

При сравнении нескольких эксплуатационных показателей наливной футеровки стен ковша вместимостью 130 т и при разной толщине рабочего слоя (при среднем времени пребывания металла в ковше от окончания выпуска до начала разливки 2,4—2,7 часа) приведено в таблице 1.2.

Таблица 1.2. Влияние толщины рабочего слоя футеровки на ее эксплуатационные свойства

Исходная толщина футеровки стен, мм	Минимально требуемая толщина подливаемого слоя, мм	Величина допустимого износа футеровки, мм	Допустимая величина неравномерного износа футеровки, мм	Причины вывода ковша из эксплуатации (виды дефектов)
160	60	90	30	длинные глубокие трещины и локальный износ
180	60	110	50	— " —
200	60	130	70	сеткообразные трещины и локальный износ
230	60	160	100	— " —

Исходя из приведенных данных, оптимальную толщину стен монолитной футеровки можно принять от 180 до 200 мм.

В процессе изготовления футеровки из формованных огнеупоров расширяется сортамент применяемых материалов, т.к. не из всех материалов можно изготовить тиксотропные смеси. Также нет ограничений по толщине слоя футеровки.

Формованные огнеупоры обладают рядом преимуществ, таких как большая плотность и меньшая пористость. Режим сушки и разогрева таких ковшей производится за более короткое время, чем из тиксотропных масс (до 2 суток). И нет необходимости в дополнительном оборудовании. Однако есть и недостатки, а именно необходимость использования тяжелого ручного труда высококвалифицированных рабочих.

Установлено [49], что наилучшими служебными свойствами обладают формованные огнеупоры периклазоуглеродистого состава. Периклазоуглеродистые огнеупоры меньше остальных смачиваются основным шлаком, а это, в свою очередь, увеличивает стойкость шлакового пояса.

По данным [50] в таблице 1.3 приведены данные по результатам испытаний огнеупоров различных производителей.

Таблица 1.3. Результаты испытаний периклазоуглеродистых ковшевых огнеупоров

Показатель / Предприятие, марка	АО "Магнезит", ПУСК-52	АО "Динур", ПШУС-2	АО "СОЗ", ПУКС-7
Типоразмер, мм	75/68/200/160	240/216/200/80	75/68/200/160
Число кампаний	94	9	94
Стойкость (средняя), количество плавов			
стен	47,4	45,7	47,1
шлакового пояса	23,8	23,2	23,7
днища:			
марка П-1			
230/115/65	23,6		
марка ПУКС-10			
300/150/80	24,5	24,5	24,5

В результате испытаний был сделан вывод, что качество огнеупоров представленных производителей практически одинаково, а выход из строя ковшей происходит в связи с износом огнеупоров в шлаковом поясе, днище и сталевыпускных гнездах ковша.

При использовании наливной футеровки шлаковый пояс выполняется из формованных огнеупоров.

Повышенный износ огнеупоров в зоне шлака обычно связан со следующими факторами:

- использованием активного высокоосновного рафинировочного шлака;
- применением электродугового подогрева металла в ковше, который повышает температуру шлака, а также эрозионное воздействие на огнеупоры;
- длительным нахождением футеровки в контакте со шлаком (до нескольких часов) при каждом наливе, а также термоциклическим характером работы;
- интенсивным перемешиванием металла продувкой аргоном.

Стойкость шлакового пояса может составить 50-70 плавов при рациональной эксплуатации ковша (на ковшах емкостью 100-150 т), а согласование стойкости стен ковша и шлакового пояса обычно достигается регламентом марки кирпича и толщиной футеровки шлакового пояса.

Самыми предпочтительными вариантами являются: принятие равной стойкости шлакового пояса и стен ковша (для ковшей с кирпичной кладкой), или использование два шлаковых пояса для одного цикла эксплуатации футеровки стен (бетонные футеровки).

Аварийно-опасным местом является футеровка днища ковша, она интенсивно размывается в месте контакта с падающей при выпуске струёй металла. Удельное давление падающей струи, оказываемое на днище, достигает 15 кг/см^2 . Футеровка днища ковша всегда ослаблена конструктивно в местах установки продувочных узлов и сталевыпускных стаканов. Количество отверстий бывает от двух до четырех, каждое из них оформляется специальным набором керамических изделий, имеющих свою скорость изнашивания и свои коэффициенты линейного расширения материалов.

Различие температурных деформаций некоторых элементов футеровки днища приводит к неравномерности распределения внутренних напряжений и тем самым повышает вероятность появления трещин и разрушений футеровки днища на всем протяжении эксплуатации.

Стойкость днища приблизительно в два раза ниже, чем стойкость футеровки стен сталеразливочного ковша.

В местах установки пористых пробок можно наблюдать повышенный износ футеровки днища, объясняющийся турбулизацией потоков стали в области инжектирования аргона в металл, а также динамическими процессами, сопровождающими отрыв пузырьков газа от поверхности пробки. Высокая температура оказывает воздействие при обмыве пробок кислородом после разливки металла.

Чтобы повысить стойкость днища рекомендуется осуществлять подливку поверх кирпичной кладки тиксотропными смесями. Таким образом устраняется негативное влияние на стойкость стыков между отдельными элементами кладки.

Ниже приведены свойства периклазоуглеродистого кирпича с высоким содержанием плавленного магнезита с добавлением комбинированных антиоксидантов и органической (полимерной) связки по данным [51]:

химический состав, %		
MgO		> 97,5
CaO		< 2,0
SiO ₂		< 0,5
Fe ₂ O ₃		< 0,5
Al ₂ O ₃		< 0,2
остаточный углерод		> 12,0;
физические свойства при $t = 20\text{ }^{\circ}\text{C}$		
кажущаяся плотность, г/см		2,99
пористость открытая, %	☞	< 5,0
прочность, Н/мм		> 25
физические свойства при $t = 1000\text{ }^{\circ}\text{C}$		
кажущаяся плотность, г/см		2,97
пористость открытая, %		< 8,0
термическое расширение, %		1,1
теплопроводность, Вт/м·К		7,0
теплоемкость (от 20 до 1000 °С), кДж/кг·К		1,38.

Одним из недостатков периклазоуглеродистых огнеупоров является высокая теплопроводность, а это, в свою очередь, приводит к увеличению потерь температуры металла в ковше (для ковша 385 т – 1,09 °С/мин) [50].

Для повышения надежности и стойкости футеровки ковшей и уменьшения тепловых потерь для 385-тонных ковшей была изменена схема футеровки рис. 1.1 [50].

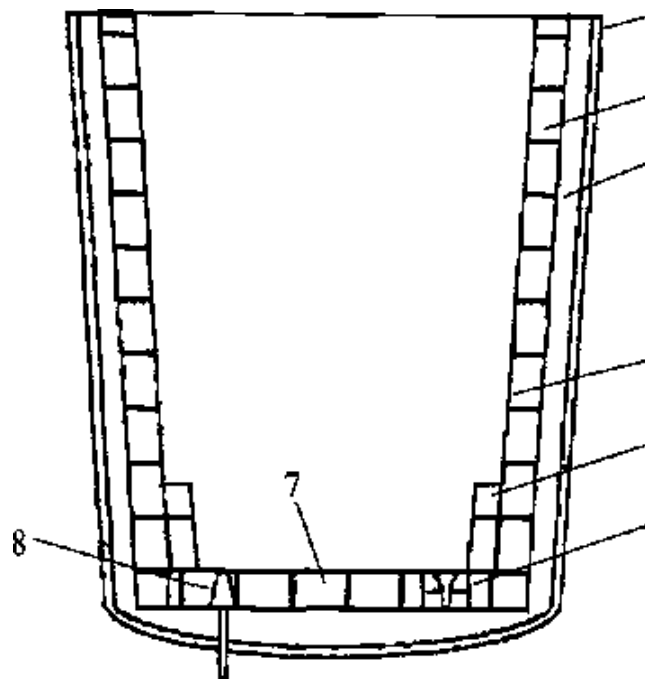


Рис.1.1. Схема футеровки 385-тонного ковша

Теплоизоляционный слой 1 на кожухе ковша был выполнен толщиной 10-15 мм из муллитокремнеземистого картона марки МКРКГ-450, арматурный слой 2 толщиной 120 мм - из огнеупоров марки ШК-10, рабочую футеровку стен – из периклазоуглеродистых спеченных огнеупоров по кольцевой или винтовой схеме кладки (для разных типоразмеров кирпича), шлаковый пояс 3 – из периклазоуглеродистых плавящихся огнеупоров, рабочий ряд днища 7 – 300 мм - из шпинельнопериклазоуглеродистого кирпича марки ШГГУТТ или ПШУС-2, верхние гнездовые изделия 6 – из плавящегося периклазохромита марок ПХП-217 и ПХП-218. Продувочные блоки 8 фирмы «Майертон» из огнеупора марки НАС-25В. Нижняя часть стен дополнительно защищена кладкой трех колец футеровки.

По данным этой работы оценивали влияние теплоизоляционного слоя на изменение температуры стали в ковше по снижению температуры стали на участке сталеразливочный–промежуточный ковша, см. табл. 1.4.

Максимальная стойкость периклазоуглеродистой футеровки составляет 90 плавов, средняя стойкость - 66,7 плавов. Как следует из вышеперечисленного, основные футеровки изготавливаются двумя способами:

- формованные огнеупоры;
- огнеупоры из тиксотропных масс.

Таблица 1.4. Анализ снижения температуры стали в ковшах с теплоизоляцией и без

№№ п/п	Количество наливов	Толщина теплоизоляционного слоя, мм	$\Delta T_{к-к}$, °С	ΔT , °С
1	44	0	40,0	н.д.
2	40	8	35,1	4,9
3	43	8	35,0	5,0
4	42	15	35,1	4,9
5	43	15	34,0	6,0

Где $\Delta T_{к-к}$ - разница температуры стали в сталеразливочном и промежуточном ковшах; ΔT - снижение температуры в сталеразливочном ковше. Материал футеровки - ПУСК-52.

Для каждого предприятия свой подходящий способ футеровки сталеразливочных ковшей в зависимости от конкретных условий, а также конструкции футеровки, обеспечивающей:

- одинаковую стойкость основных элементов футеровки;
- различную стойкость элементов футеровки с промежуточной заменой отдельных элементов в процессе эксплуатации.

Значительное влияние на стойкость основных огнеупоров оказывают резкие изменения температуры футеровки. При термоцикличности (снижении температуры ниже 800 °С) футеровка быстро разрушается из-за фазовых превращений в кирпиче. В связи с этим, ковши с основной футеровкой сразу после разливки и обработки ковша необходимо ставить на высокотемпературный нагрев.

В результате проведенных исследований авторами работы [51] сделаны такие выводы:

- во время подогрева ковша природным газом с постоянным расходом температура футеровки достигает стационарного состояния через 25–30 часов (при существующих условиях работы температура ковша не достигает стационарного режима);
- подогрев ковша с помощью горизонтальной горелки более эффективен в сравнении с вертикальной;
- в идеальном случае и без ремонтов в процессе эксплуатации футеровка достигает стационарного состояния через 4-5 плавов;
- во время использования доломитовой футеровки температурное поле меняется в пределах слоя толщиной около 100 мм. Для высокоглиноземистой футеровки толщина этого слоя около 180-200 мм, что объясняется различными теплофизическими свойствами материала, особенно теплопроводностью;
- при других равных условиях потери тепла в ковше с высокоглиноземистой футеровкой будут выше, чем в ковше с доломитовой футеровкой.

При использовании высокоэффективных основных огнеупоров необходимо уделять внимание теплоизоляции футеровки для снижения потерь тепла металлом,

а также минимизировать расходы на футеровку.

Простым примером сочетания требований технологии и экономики являются данные, приведенные в работе [52] по изменению конструкции футеровки днища ковша, а также по ее влиянию на снижение затрат. В работе [52] указано, что на заводе "Боус ГмбХ" до 1998 г. футеровка днищ 70-тонных сталеразливочных ковшей производилась обычным магнезитовым кирпичом, высокоглиноземистым кирпичом в бойной зоне, двумя пробками и гнездовым кирпичом. А слабыми местами футеровки оставались стыки между бойной зоной и кирпичами, также между гнездовыми блоками и кирпичной кладкой. Удельный расход материалов составил $\sim 1,44$ €/т стали.

Недостатки кирпичной и монолитной футеровки изнашиваемых участков днищ сталеразливочного ковша были устранены путём создания так называемой квазимонолитной или блочной футеровки днищ.

При использовании квазимонолитной футеровки днища предварительно высушенные блоки из корундошпинельного бетона выкладываются на подготовленное днище. Конструкция футеровки ковша включает в себя 6 сегментных блоков под футеровку стены, 4 блока днища, 2 продувочных блока и 1 гнездовой блок. Сборное днище имеет уклон $2,2^\circ$. Общий вид после сборки всех блоков представлен на рис. 1.2. После устранения проблемы стыков, имеющих место в кирпичной футеровке, достигается высокая прочность днища.

Стыки между некоторыми блоками заливаются саморастекающимся огнеупорным корундошпинельным бетоном. Значительно повышают сопротивляемость сборного днища термическим ударам округлые зерна, в диаметре до 20 мм шпинели в структуре блоков. Сушка такого днища не требует специальной системы подогрева.

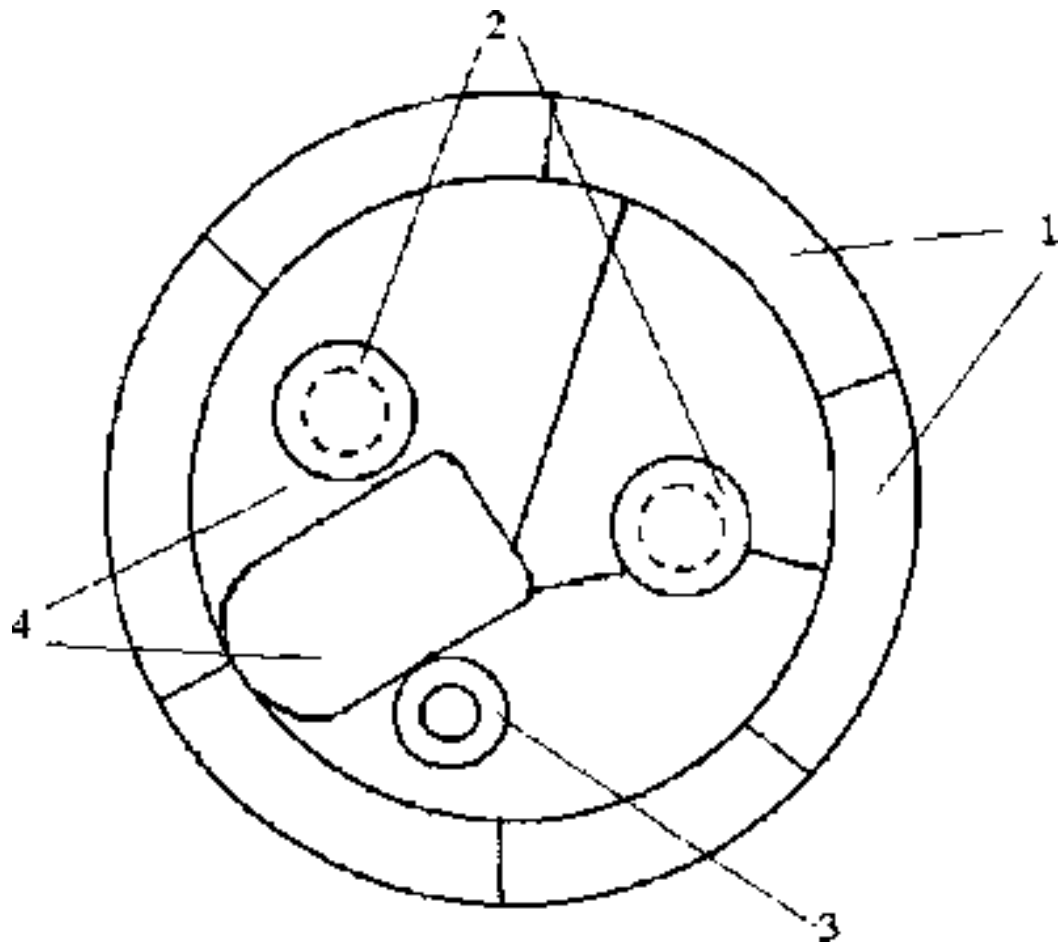


Рис. 1.2. Конструкция блочной футеровки днища ковша:

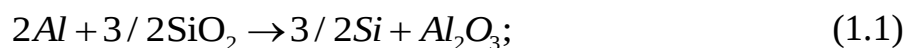
1 - сегментные блоки под футеровку стены; 2 - продувочные блоки; 3 - разливочное отверстие; 4 - блоки днища

Общие характеристики применяемых огнеупоров следующие:

– MONROXMA 92 SR— саморастекающийся корундошпинельный бетон: 20 % шпинели, максимальная величина фракций - 7 мм;

– MONOFORMLMA- огнеупорные блоки, изготовленные из корундошпинельного бетона с максимальной величиной зерна — 20 мм.

Бетон на основе корунда и шпинели не содержит включений силикатов, а это препятствует образованию корундовых включений в стали по реакции:



Данная схема футеровки днища сталеразливочного ковша имеет такие

преимущества: высокая прочность в связи с устранением проблемы стыков; большая эксплуатационная готовность ковша благодаря снижению вдвое времени, необходимого для восстановления днища; снижение затрат на 32 % из-за многократного ремонта футеровки.

Металлургические предприятия в качестве рафинировочного шлака используют твердые шлакообразующие смеси (ТШС), состоящие из извести и плавикового шпата. Использование в качестве рафинировочного шлака ТШС нерационально из-за негативных свойств плавикового шпата. Фторид кальция, повышает активность СаО и способствует быстрому его растворению, а при температурах сталеплавильного производства испаряется [53]. Фторид кальция агрессивно воздействует на футеровку ковша, а именно, в большей степени, шлакового пояса и снижает ее стойкость. Это способствует снижению экономической эффективности процесса. Для успешной дегазации стали на выпуске необходимо отсекал разными способами окисленный печной шлак или скачивать его из ковша после выпуска, а затем наводить рафинировочный шлак из твердых материалов, который обеспечивает дегазацию металла и снижение содержания в нем неметаллических включений.

Рафинировочный шлак должен отвечать требованиям:

- состав сыпучих материалов, а также очередность их подачи должны обеспечивать быстрое формирование жидкоподвижного шлака, так как продолжительность внепечной обработки ограничена временем подачи плавов на МНЛЗ, и, соответственно, для экономии электроэнергии;
- обладать хорошими адгезионными свойствами к, имеющимся в стали, неметаллическим включениям;
- иметь относительно низкую температуру плавления и теплоемкость;
- не быть агрессивным по отношению к футеровке ковша.

Основные шлаки, используемые в настоящее время, имеют высокую газопроницаемость, поэтому степень насыщения металла газами извне обычно регулируется толщиной слоя шлака и временем работы внепечной установки.

ВЫВОДЫ ПО РАЗДЕЛУ 1

Проведён аналитический обзор современного состояния проблемы энергоресурсосбережения. Показано, что металлургия является одной из наиболее энерго- и ресурсоёмких отраслей промышленности, поэтому разработка энергоресурсосберегающих режимов металлургических технологий является актуальной. Это относится и к технологии внепечной деазотации расплавов, в которой решается задача удаления азота из металлов во избежание их преждевременного старения.

В настоящее время наиболее перспективным способом этой технологии является продувка аргоном через пористые элементы днища ковша, которая реализует пузырьковый режим внедрения аргона в жидкую ванну. При этом уменьшение размера пор продувочного устройства обеспечивает экономное (энергоресурсосберегающее) расходование этого инертного газа, а высокое значение площади поверхности «аргон-металл» необходимую эффективность технологии.

Как показали экспериментальные исследования она возрастает при совмещении продувки металла аргоном с выпуском расплава из плавильной печи в ковш с продолжением в нём продувки при атмосферном давлении под слоем азотопроницаемого синтетического шлака.

Сложность рассматриваемой технологии диктует целесообразность использования в разработках компьютерного моделирования в сравнении с аналитическими методами. При этом отсутствует необходимость учёта турбулизации жидкой ванны в математической постановке задачи исследования процессов тепломассопереноса по причине доказанности существенного доминирования развития межфазной поверхности «аргон-металл» при пузырьковом режиме продувки над степенью турбулизации расплава в ковше.

В настоящее время актуальной задачей является учёт неоднородного распределения температуры в жидком металле, оптимизации локального

размещения пористых элементов в днище ковша, разработки энергоресурсосберегающих режимов рассматриваемой технологии.

Сформулированы требования к выбору футеровки ковшевого агрегата и рафинировочного шлака при реализации рассматриваемой технологии.

2. МАТЕМАТИЧЕСКАЯ ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ И МЕТОДОЛОГИЯ ИССЛЕДОВАНИЙ

В данной работе рассматривается технология внепечной деазотации жидкого металла продувкой аргоном через днище ковша при атмосферном давлении в условиях наличия на поверхности расплава синтетического азотопроницаемого шлака. Инертный газ вводится в металл через 2 пористые пробки, которые расположены на окружности коаксиальной к днищу ковша. Продувка жидкой ванны аргоном начинается от момента выпуска расплава из плавильной печи в ковш и продолжается по завершению этого этапа. В этой задаче предусмотрена возможность подогрева металла в ковше электродами, расположенными в шлаке. В данном случае внепечной агрегат приобретает функцию установки «печь-ковш».

Наиболее эффективным методом анализа технологических процессов является компьютерное моделирование, позволяющее провести параметрическое исследование массообменных процессов и определить энергоресурсосберегающие режимы технологии [54-56].

Некоторыми трудностями исследования с помощью компьютерных моделей (КМ) процессов внепечного рафинирования металла от газов является сложность механизмов взаимодействия фаз, различие параметров по объему ванны, сложный состав металлов и т.д., которые обычно приводят к известному расхождению расчетных (по модели) и опытно-промышленных данных. По мере развития теории рассматриваемых процессов, а также уточнения эмпирических коэффициентов, КМ будет развиваться, достаточно точно описывая реальные процессы.

Определить значение конвективной диффузии атомов азота в жидком металле можно по формуле:

$$\frac{1}{Q_H} \int_{\tau_o}^{\tau_e} \left(\frac{m^* \cdot H}{m_o} \right) \left(\frac{I[T_M(z)]}{U(z)} \right)_{cp} d\tau + \frac{1}{Q_H} \int_{\tau_e}^{\tau} \left(\frac{m^*}{m_o} \right) \left(\int_0^H \frac{I[T_M(z)]}{U(z)} \right) d\tau - \varepsilon = 0. \quad (2.1)$$

Здесь: ε – эффективность конвективной диффузии атомов азота в жидкой ванне или же степень его дегазации, Q_H – начальная концентрация азота в жидком металле, $m^\bullet$ – массовый расход аргона; m_o – количество аргона в единичном пузыре; H – высотный уровень жидкой ванны в ковше; U – скорость всплывания пузырей аргона; I – поток массы атомов азота на поверхность единичного пузыря; τ – время; «ср» – обозначение осреднения по объему металла в момент времени τ .

Интегральное уравнение (2.1) определяет время τ , которое необходимо для достижения заданного значения ε степени деазотации расплава.

От коэффициента диффузии D_N атомов азота в жидкой ванне существенно зависят потоки массы атомов азота к поверхности всплывающих в металле пузырей аргона. Этот коэффициент определяется температурой расплава в области локализации соответствующего пузыря аргона.

Во время выпуска металла из плавильной печи в ковш его температурное поле в каждый момент времени считается однородным, в связи с воздействием на расплав двух перемешивающих факторов. Этими факторами являются потоки всплывающих в металле пузырей аргона, которые сформированы на порах продувочного устройства, а также воздействие на жидкую ванну струи расплава, выпускаемого в ковш из плавильной печи.

Специально подготовленный проницаемый для пузырей аргона синтетический шлак, который покрывает поверхность металла с момента $\tau = 0$, обладает достаточно высоким тепловым сопротивлением, в сравнении с металлом. В связи с этим, охлаждение расплава в этот период происходит за счет поступления в металл аргона, который имеет начальную температуру, равную температуре окружающей среды.

Величина охлаждения расплава определяется формулой:

$$\Delta T_M = \Delta T_{Ar} \times \left(\frac{C_p^{Ar}}{C_M} \right) \times \left(\frac{m_{Ar}^\bullet}{M_M^\bullet} \right). \quad (2.2)$$

Здесь: ΔT_{Ar} – величина нагрева аргона, который поступает в металл; C_p^{Ar} , C_M – удельные теплоёмкости аргона и металла, $m_{Ar}^{\bullet}$, $m_M^{\bullet}$ – массовые расходы аргона и металла в рассматриваемый период.

Во втором периоде технологии, когда ковш заполнен расплавом, температурное поле является неоднородным, а связано это с отсутствием в этот период мощного перемешивающего металл фактора, такого как падение струи расплава из плавильной печи в ковш. Процессы конвективного переноса теплоты в ковше описывается системой 3-мерных дифференциальных уравнений Фурье, Навье-Стокса и неразрывности:

$$c\rho\left[\frac{\partial T}{\partial t} + \left(u\frac{\partial T}{\partial x} + v\frac{\partial T}{\partial y} + w\frac{\partial T}{\partial z}\right)\right] = \lambda\Delta T, \quad (2.3)$$

$$\frac{\partial u}{\partial t} + \frac{\partial u^2}{\partial x} + \frac{\partial uv}{\partial y} + \frac{\partial uw}{\partial z} = -\frac{1}{\rho}\frac{\partial P}{\partial x} + \nu\left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial z^2}\right), \quad (2.4)$$

$$\frac{\partial v}{\partial t} + \frac{\partial uv}{\partial x} + \frac{\partial v^2}{\partial y} + \frac{\partial vw}{\partial z} = -\frac{1}{\rho}\frac{\partial P}{\partial y} + \nu\left(\frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial z^2}\right), \quad (2.5)$$

$$\frac{\partial w}{\partial t} + \frac{\partial uw}{\partial x} + \frac{\partial vw}{\partial y} + \frac{\partial w^2}{\partial z} = -\frac{1}{\rho}\frac{\partial P}{\partial z} + \nu\left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial z^2}\right) + \bar{g}\beta\Delta T + \bar{g}\beta_{\Gamma}, \quad (2.6)$$

$$\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial w}{\partial z} = 0. \quad (2.7)$$

Где: c – удельная теплоемкость аргоно-металлической смеси где давление постоянно, ρ – её плотность; T – температура; t – время; u , v , w – компоненты скорости вдоль координат x, y, z соответственно; λ – коэффициент теплопроводности этой смеси; P – давление; g – ускорение свободного падения; β – коэффициент объемного расширения; β_{Γ} – коэффициент газосодержания.

Для компонент скорости выполняются условия прилипания и непроницаемости на внутренних стенках ковша, а между теплоизолирующими слоями стенок выполняются граничные условия 4 рода:

$$\lambda_i \frac{\partial T}{\partial n} = \lambda_{i+1} \frac{\partial T}{\partial n}, T_i = T_{i+1}, \quad (2.8)$$

где: λ_i - коэффициент теплопроводности i -го футеровочного слоя.

На внешней границе стенок ковша используются граничные условия следующего вида:

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial n} = -\alpha(T_{\delta} - T_{cp}), \quad (2.9)$$

где: T_{δ} – температура стальной брони;

T_{cp} - температура окружающей среды;

α – коэффициент теплоотдачи. Этот коэффициент находится по формуле М.А. Михеева, а именно: $Nu = C(Gr Pr)^n$.

Математическое описание распределения температуры по толщине шлака определялось из следующего условия, где шлак представляет собой плоскопараллельный диск, который лежит на границе металла. На верхней границе шлака выполняется граничное условие 3-го рода. Данное условие связывает температуру шлака с температурой окружающей среды. Граничное условие на нижней границе шлака относится к 4-му роду и определяет равенство температуры шлака и металла на поверхности их стыка. По нижеуказанной формуле выполняется мощность тепловыделения электродов:

$$P = I^2 \times R, \quad (2.10)$$

где I – величина, тока подводимого к электродам;

R – электрическое сопротивление электродов, определяется формулой:

$$R = \sigma \times l / S, \quad (2.11)$$

где σ – удельное электрическое сопротивление материала, из которых изготовлены электроды;

l – длина электродов;

S – площадь поперечного сечения ($S = \pi r^2$, где r – радиус электродов).

Кинематическая вязкость шлака, покрывающего поверхность расплава, существенно выше его аналогичной характеристики. В связи с этим, условия прилипания и непроницаемости распространяются и на межфазную поверхность «металл-шлак».

Начальная скорость всплывания пузырей аргона в области пористых элементов днища ковша приравнивается к нулю. Скорость жидкой ванны определяется с учётом скорости этих частиц, которые локализованы в соответствующей области объёма ковша.

Потоки пузырей аргона перемешивают металл и вызывают в нём процесс конвективного теплопереноса.

Для реализации математической модели был использован «двухполевой метод», основанный на переходе к функции тока ψ и вихрю скорости ω .

При разработке компьютерной программы был выбран метод конечных разностей, его еще называют методом сеток. При данном методе область непрерывного изменения аргумента заменяется дискретным множеством узлов (точек), которые образуют пространственно-временную и конечно-разностную сетку.

Предпочтительным считается применение неявной разностной схемы для уравнений переноса, позволяющей повысить устойчивость алгоритма и увеличить допустимые значения шага. В связи с переходом к неявным аппроксимациям увеличивается время счета на каждом слое, но общий расчет машинного времени

сокращается по причине уменьшения числа расчетных слоев. Неявные схемы имеют более сложную конструкцию в сравнении с явными и требуют дополнительных усилий при разработке компьютерной программы.

Неявные методы переменных направлений основываются на идее экономичных методов и позволяют свести решение многомерных задач к решению последовательности нескольких одномерных задач.

Пространственная неравномерности тепловыделений в шлаке расчётным путём учитывалась следующим образом. При прогонке вдоль линий сетки, пересекающих электроды с отсечением их элементарных частей, локальное тепловыделение электродов вычислялось в предположении его равномерности по объему электродов.

В данной работе математическая модель теплового процесса была реализована на языке Delphi, на конечно разностной сетке.

Кинематическая вязкость шлака, покрывающего поверхность расплава, считается значительно выше жидкого металла. Таким образом условия прилипания и непроницаемости распространены и на межфазную поверхность «металл-шлак».

В области пористых элементов днища ковша начальная скорость всплывания пузырей аргона равна нулю, а скорость жидкой ванны рассчитывается с учётом скорости этих частиц, которые локализованы в соответствующей области объёма ковша.

Потоки пузырей аргона перемешивают металл, вызывая в нём процесс конвективного теплопереноса.

Для эффективной эксплуатации сталеразливочного ковша необходимо знать, о распределении температурных полей в футеровке ковша в различные периоды обработки расплава, а также о том, каким образом они могут изменяться в процессе эксплуатации. Теплофизические процессы, которые происходят в сталеразливочном ковше и его футеровке, являются весьма важными с точки зрения обеспечения его работоспособности. Работы в области математического моделирования теплового состояния футеровки ковшей, основаны на моделях нестационарной теплопроводности, которые описываются дифференциальными

уравнениями Фурье с граничными условиями. Результаты таких моделирований в литературе достаточно ограничены и не всегда однозначны, по-видимому это объясняется выбором начальных условий и исходных значений, а также различными подходами в области эксплуатации различных ковшей. Такие исследования требуют дальнейшего развития применительно к конкретным сталеплавильным цехам и технологическим построениям [57].

Рассмотрим сталеразливочный ковш, у которого вместимость жидкой стали составляет 60 т., начальной температура футеровки – 900°C , начальной температурой жидкой стали в ковше – 1600°C . В данной задаче не рассматривается процесс наполнения жидкой сталью, однако предусматривается введение в слой шлака сверху трех электродов, а также открытие двух пористых продувочных пробок, которые расположены относительно оси симметрии сталеразливочного ковша под углом 90° (рис. 2.1).

В цилиндрических координатах данную задачу решить нельзя, по причине несимметричности расположения пробок. Поэтому, для генерации сетки выбираются декартовы координаты. В торцевых частях области аппроксимировалось основание цилиндра подбором шагов. Расчетная область представлена на (рис.2.2).

В такой модели ведется учет воздействия конвективного теплообмена с окружающей средой при этом учитывается температура в цехе. Теплоизоляция сталеразливочного ковша состоит из пяти слоев – четыре из них теплоизоляционных, а пятый – стальная основа (броня). Теплоизоляция, начиная от брони, представляется следующими материалами:

- теплоизоляционная бумага;
- арматурный слой;
- магнезит;
- рабочая футеровка из периклазуглерода.

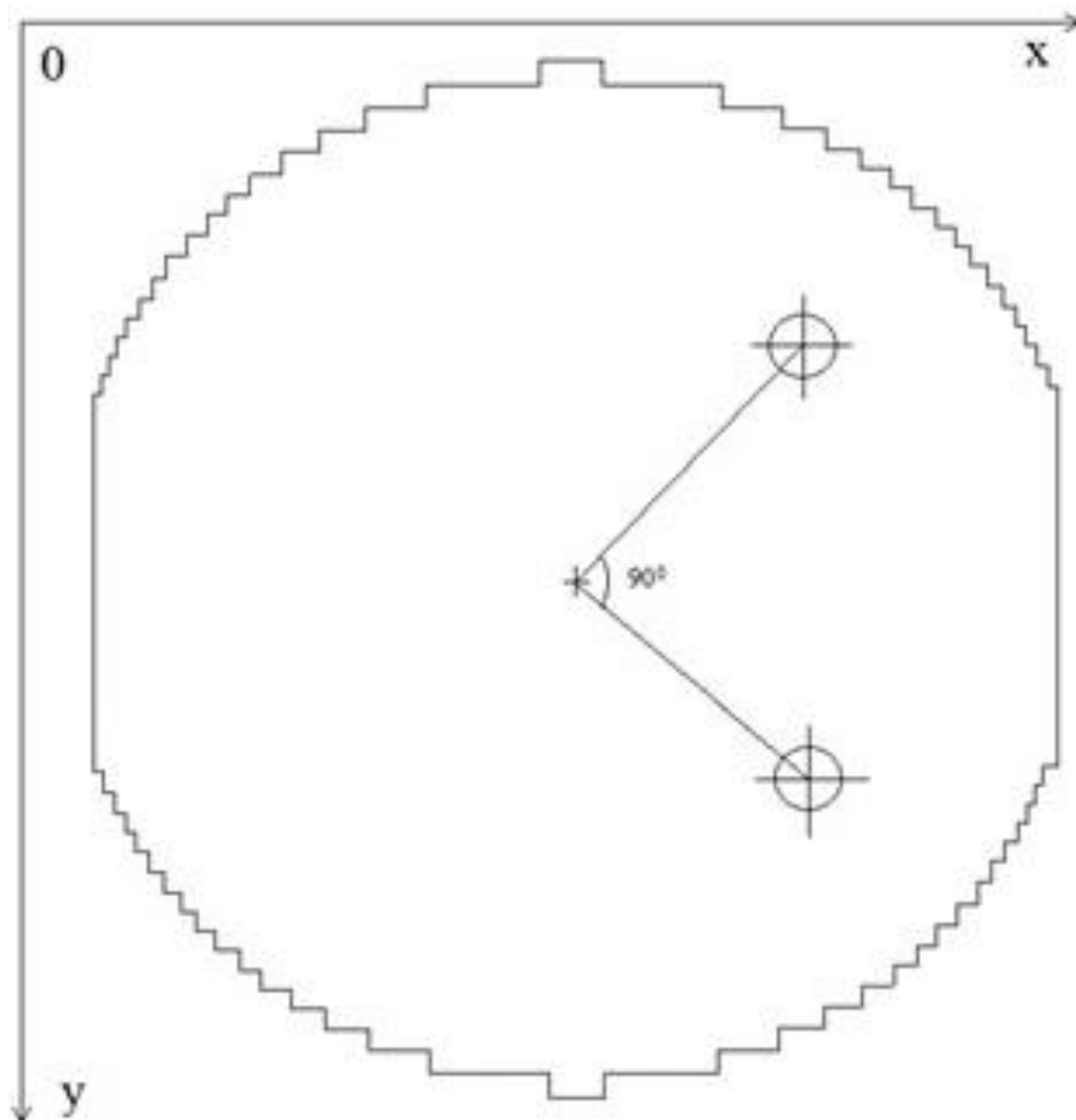


Рис. 2.1. Расчетная область в плоскости x-y.

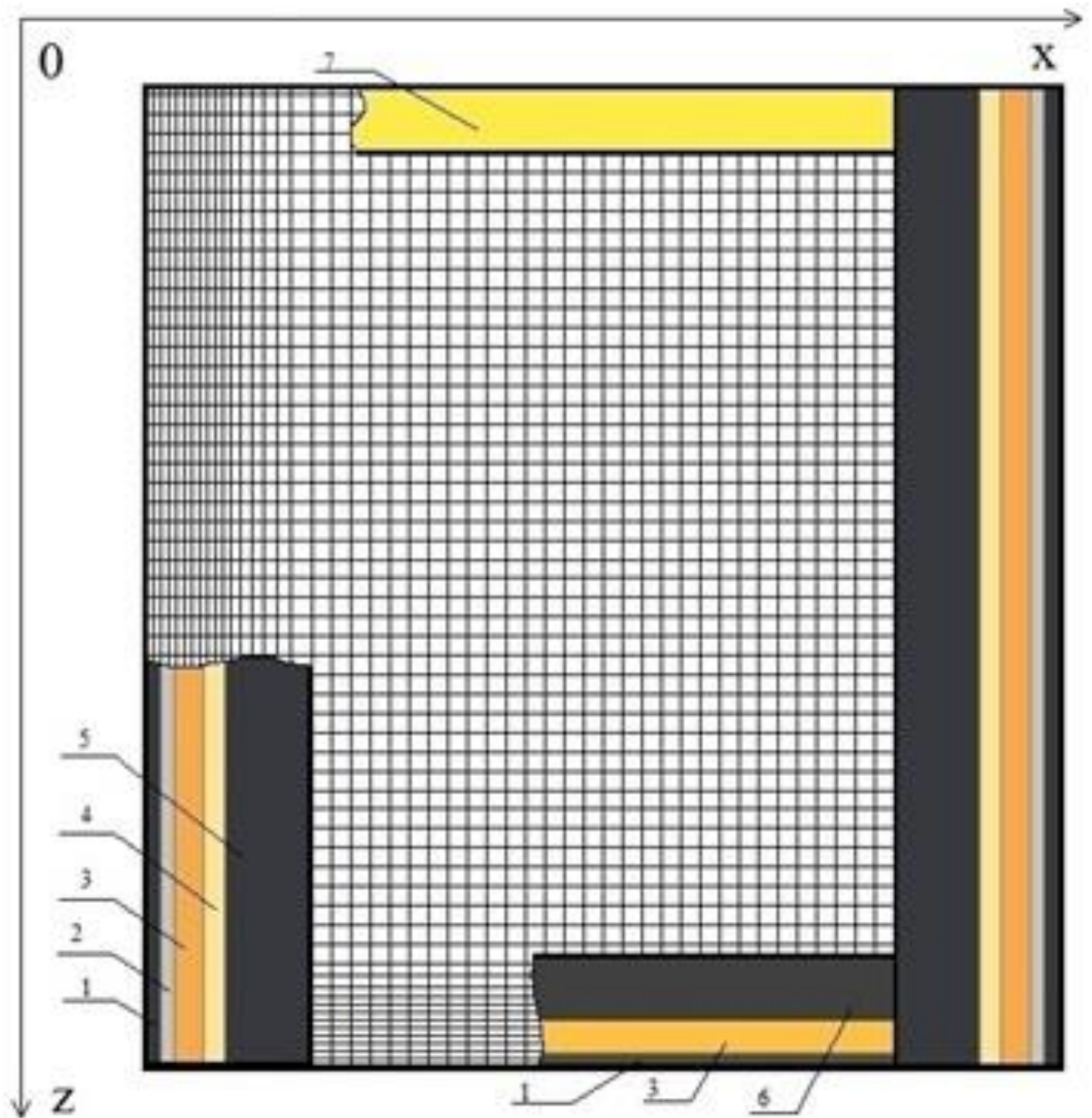


Рис. 2.2. Расчетная область в плоскости z-x. 1-броня, 2-теплоизоляционная бумага, 3-арматурный слой, 4-магнезит, 5-рабочая ПУ футеровка, 6-бетон, 7-шлак.

Эмпирическое выражение

$$\alpha = 2,667 \cdot 10^{-9} \cdot T_r^2 - 5,513 \cdot 10^{-2} \cdot T_r + 6,961,$$

используется для расчета коэффициента теплоотдачи от стенок в окружающую среду, в результате которого получаем соответствующий график (рис. 2.3):

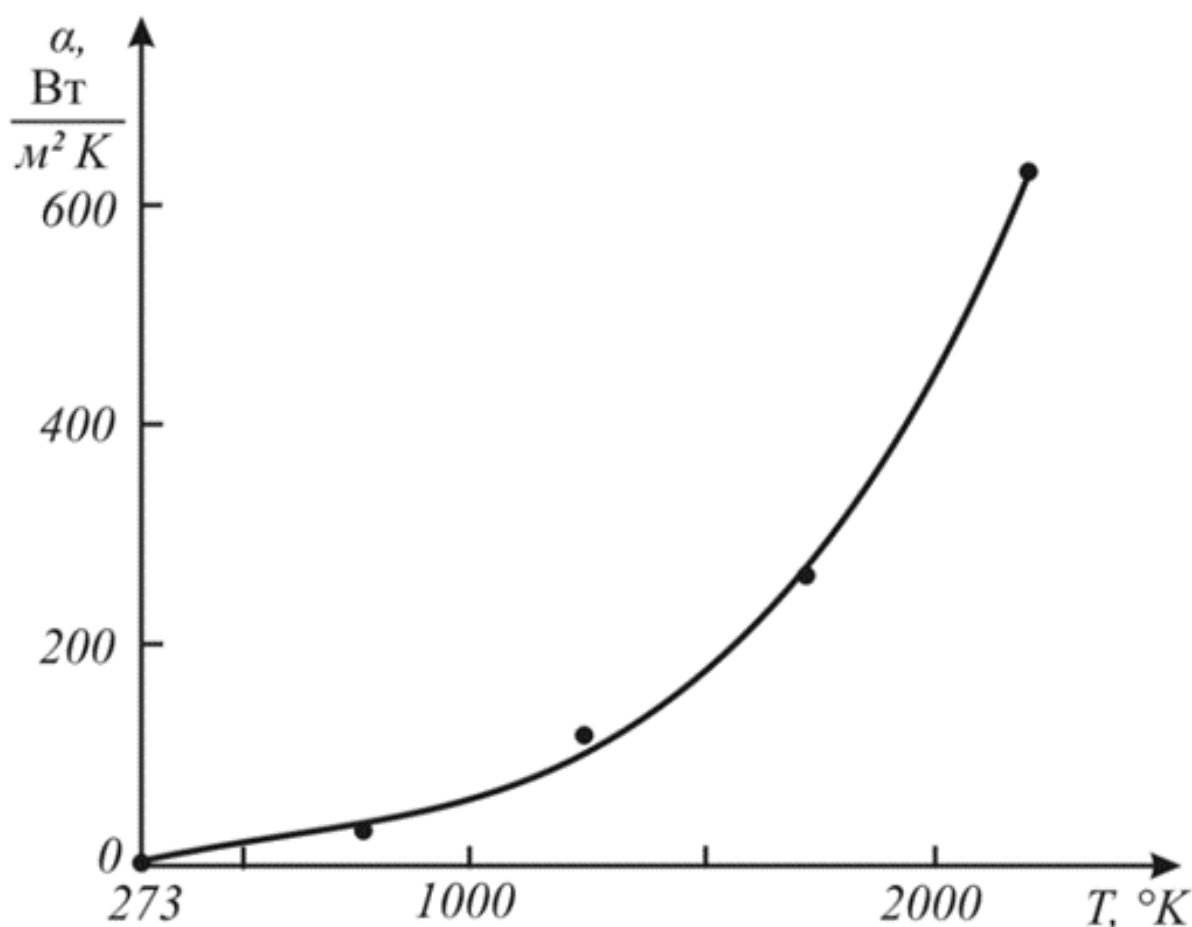


Рис. 2.3. Зависимость коэффициента теплоотдачи от температуры поверхности тела

Обратим внимание на процесс решения уравнения Навье-Стокса, а решение других уравнений опустим, т.к. они скалярные и решаются аналогично.

Это уравнение решается методом конечных разностей на неравномерной сетке (рис. 2.4).

Неравномерная сетка $x_i - y_i$, накладывается на исследуемую область, в которой $i = 1, 2, \dots, \bar{i}$, $j = 1, 2, \dots, \bar{j}$, $k = 1, 2, \dots, \bar{k}$ и следующие шаги сетки:

$$h_i = x_i - x_{i-1}, \quad h_j = y_j - y_{j-1}, \quad h_k = z_k - z_{k-1}.$$

Также вводится понятие размера ячейки неравномерной сетки:

$$h_i = \frac{h_i}{2} + \frac{h_{i+1}}{2} = \frac{(x_i - x_{i-1}) + (x_{i+1} - x_i)}{2} = \frac{x_i - x_{i-1} + x_{i+1} - x_i}{2} = \frac{x_{i+1} - x_{i-1}}{2},$$

$$h_j = \frac{y_{j+1} - y_{j-1}}{2}, \quad h_k = \frac{z_{k+1} - z_{k-1}}{2}.$$

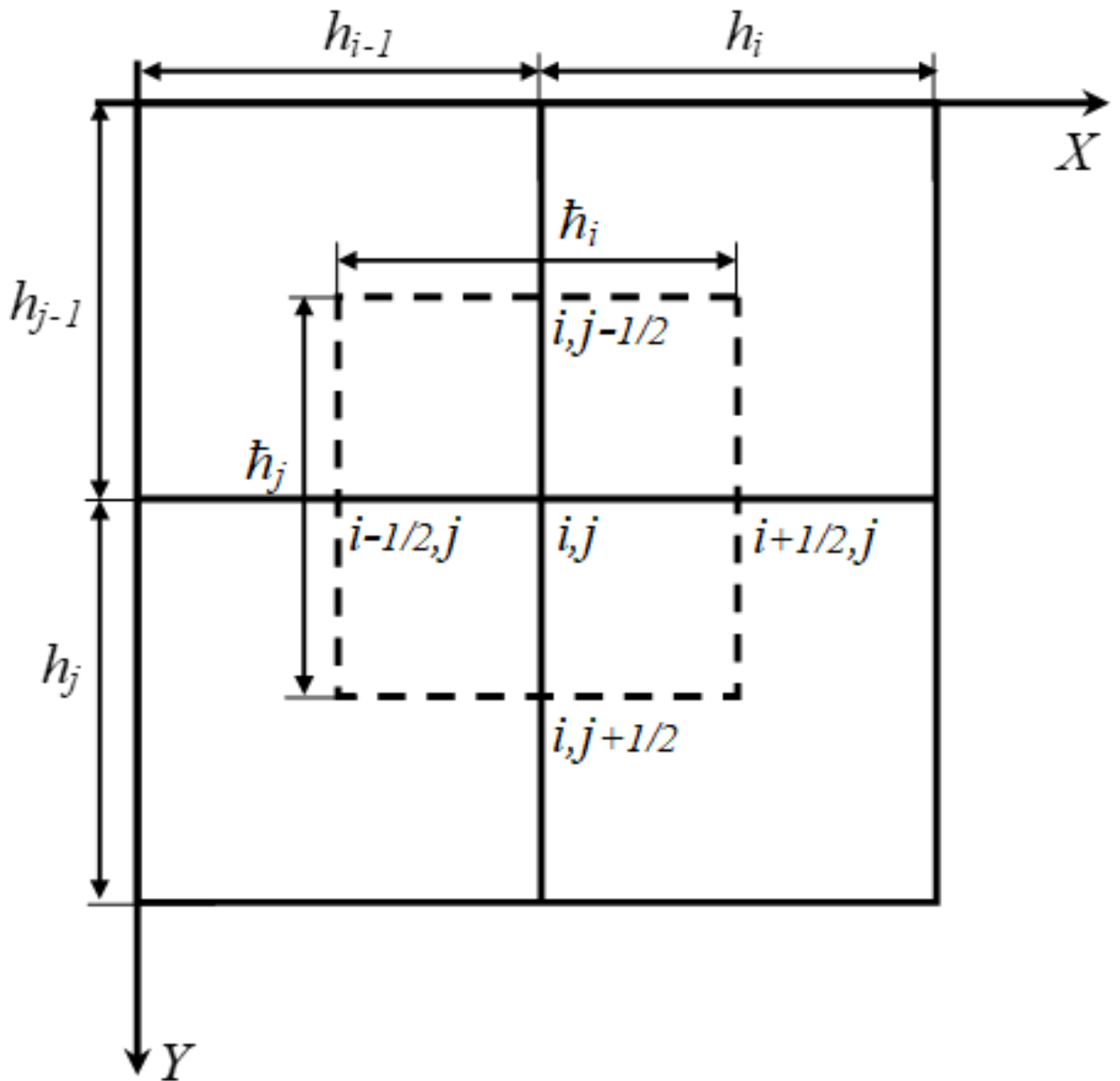


Рис. 2.4. Построение расчетной сетки в плоскости $x-y$

После чего берется тройной интеграл по переменным x, y, z с пределами интегрирования $i \pm 1/2, j \pm 1/2, k \pm 1/2$

Путём математических преобразований из уравнений исключалось давление. Для этого первое уравнение дифференцируется по y , второе уравнение по x , а из второго уравнения вычитаем первое; первое уравнение дифференцируется по z , третье по x , затем вычитается из первого уравнения третье; второе уравнение дифференцируется по z , а третье уравнение по y , из третьего уравнения вычитается второе.

Используем компоненту вихря скорости по трем осям:

$$\omega_x = \frac{\partial w}{\partial y} - \frac{\partial v}{\partial z}; \quad \omega_y = \frac{\partial u}{\partial z} - \frac{\partial w}{\partial x}; \quad \omega_z = \frac{\partial v}{\partial x} - \frac{\partial u}{\partial y}. \quad (2.12)$$

Получаем:

$$\begin{aligned} & \frac{\partial \omega_x}{\partial t} + \frac{\partial u \omega_x}{\partial x} + \frac{\partial v \omega_x}{\partial y} + \frac{\partial w \omega_x}{\partial z} - \frac{\partial u}{\partial x} \omega_x - \frac{\partial u}{\partial y} \omega_y - \frac{\partial u}{\partial z} \omega_z = \\ & = \nu \left(\frac{\partial^2 \omega_x}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \omega_x}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \omega_x}{\partial z^2} \right) + |\bar{g}| \beta \frac{\partial T}{\partial y} + \bar{g} \beta_\Gamma, \end{aligned} \quad (2.13)$$

$$\begin{aligned} & \frac{\partial \omega_y}{\partial t} + \frac{\partial u \omega_y}{\partial x} + \frac{\partial v \omega_y}{\partial y} + \frac{\partial w \omega_y}{\partial z} - \frac{\partial v}{\partial x} \omega_x - \frac{\partial v}{\partial y} \omega_y - \frac{\partial v}{\partial z} \omega_z = \\ & = \nu \left(\frac{\partial^2 \omega_y}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \omega_y}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \omega_y}{\partial z^2} \right) + |\bar{g}| \beta \frac{\partial T}{\partial x} + \bar{g} \beta_\Gamma, \end{aligned} \quad (2.14)$$

$$\begin{aligned} & \frac{\partial \omega_z}{\partial t} + \frac{\partial u \omega_z}{\partial x} + \frac{\partial v \omega_z}{\partial y} + \frac{\partial w \omega_z}{\partial z} - \frac{\partial w}{\partial x} \omega_x - \frac{\partial w}{\partial y} \omega_y - \frac{\partial w}{\partial z} \omega_z = \\ & = \nu \left(\frac{\partial^2 \omega_z}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \omega_z}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \omega_z}{\partial z^2} \right). \end{aligned} \quad (2.15)$$

Таким образом граничные условия примут вид:

условия непроницаемости и прилипания, если $x = const$:

$$\omega_x = 0; \quad \omega_y = -\partial w / \partial x; \quad \omega_z = -\partial v / \partial x; \quad (2.16)$$

условия непроницаемости и прилипания, если $y = \text{const}$:

$$\omega_x = \partial w / \partial y; \quad \omega_y = 0; \quad \omega_z = -\partial u / \partial y; \quad (2.17)$$

условия непроницаемости и прилипания, если $z = \text{const}$

$$\omega_x = -\partial v / \partial z; \quad \omega_y = \partial u / \partial z; \quad \omega_z = 0; \quad (2.18)$$

Уравнение для вихря в общем виде будет выглядеть следующим образом:

$$\frac{\partial \omega}{\partial t} + (\vec{V} \nabla) \omega = \nu \Delta \omega + (\omega \nabla) \vec{V} + \bar{g} \beta \frac{\partial T}{\partial y} + \bar{g} \beta_\Gamma. \quad (2.19)$$

Затем вводятся характерные величины:

$$\frac{V_0}{t_0} \frac{\partial \tilde{\omega}}{\partial t} + \frac{V_0^2}{x_0} (\tilde{V} \tilde{\nabla}) \tilde{\omega} = \nu \frac{V_0}{x_0^2} \tilde{\Delta} \tilde{\omega} + \frac{V_0^2}{x_0} (\tilde{\omega} \tilde{\nabla}) \tilde{V} + \bar{g} \beta T_0 \frac{\partial \theta}{\partial y} + \bar{g} \beta_\Gamma. \quad (2.20)$$

где x_0 – характерный размер.

При использовании чисел подобия, выражение примет вид:

$$\frac{\partial \tilde{\omega}}{\partial Fo} + (\tilde{V} \tilde{\nabla}) \tilde{\omega} = \text{Pr} \Delta \tilde{\omega} + (\tilde{\omega} \tilde{\nabla}) \tilde{V} + \text{Pr}^2 Gr \frac{\partial \theta}{\partial y} + \frac{1}{Fr} \beta_\Gamma. \quad (2.21)$$

В компонентах с применением конечных разностей уравнение будет выглядеть следующим образом:

$$\begin{aligned}
& \frac{\tilde{\omega}_{xi,j,k}^{n+1} - \tilde{\omega}_{xi,j,k}^n}{Fo} + \frac{\tilde{u}\tilde{\omega}_{xi+1,j,k}^{n+1} - \tilde{u}\tilde{\omega}_{xi,j,k}^n}{h_i} + \frac{\tilde{v}\tilde{\omega}_{xi,j+1,k}^{n+1} - \tilde{v}\tilde{\omega}_{xi,j,k}^n}{h_j} + \\
& + \frac{\tilde{w}\tilde{\omega}_{xi,j,k+1}^{n+1} - \tilde{w}\tilde{\omega}_{xi,j,k}^n}{h_k} - \frac{\tilde{u}_{i+1,j,k} - \tilde{u}_{i,j,k}}{h_i} \tilde{\omega}_{xi,j,k}^{n+1} - \frac{\tilde{v}_{i,j+1,k} - \tilde{v}_{i,j,k}}{h_j} \tilde{\omega}_{xi,j,k}^{n+1} - \frac{\tilde{w}_{i,j,k+1} - \tilde{w}_{i,j,k}}{h_k} \tilde{\omega}_{xi,j,k}^{n+1} = \\
& = \Pr \left[\frac{1}{h_i} \left(\frac{\tilde{\omega}_{xi+1,j,k}^{n+1} - \tilde{\omega}_{xi,j,k}^n}{h_i} - \frac{\tilde{\omega}_{xi,j,k}^{n+1} - \tilde{\omega}_{xi-1,j,k}^n}{h_{i-1}} \right) \right] + \\
& + \Pr \left[\frac{1}{h_j} \left(\frac{\tilde{\omega}_{xi,j+1,k}^{n+1} - \tilde{\omega}_{xi,j,k}^n}{h_j} - \frac{\tilde{\omega}_{xi,j,k}^{n+1} - \tilde{\omega}_{xi,j-1,k}^n}{h_{j-1}} \right) \right] + \\
& + \Pr \left[\frac{1}{h_k} \left(\frac{\tilde{\omega}_{xi,j,k+1}^{n+1} - \tilde{\omega}_{xi,j,k}^n}{h_k} - \frac{\tilde{\omega}_{xi,j,k}^{n+1} - \tilde{\omega}_{xi,j,k-1}^n}{h_{k-1}} \right) \right] + \\
& + \Pr^2 Gr \left[\frac{1}{2} \left(\frac{\theta_{i+1,j,k} - \theta_{i,j,k}}{h_i} + \frac{\theta_{i,j,k} - \theta_{i-1,j,k}}{h_{i-1}} \right) \right] + \\
& + \frac{1}{Fr} \left[\frac{1}{2} \left(\frac{\beta_{\Gamma i+1,j,k} - \beta_{\Gamma i,j,k}}{h_i} + \frac{\beta_{\Gamma i,j,k} - \beta_{\Gamma i-1,j,k}}{h_{i-1}} \right) \right].
\end{aligned}$$

Y, Z компоненты записываются таким же образом. Уравнение решается с применением локально-одномерной схемы, то есть разбивается на три составляющие:

Для компоненты X:

$$\begin{aligned}
& \frac{\tilde{\omega}_{xi,j,k}^{n+1/3} - \tilde{\omega}_{xi,j,k}^n}{Fo} + \frac{\tilde{u}\tilde{\omega}_{xi+1,j,k}^{n+1} - \tilde{u}\tilde{\omega}_{xi,j,k}^n}{h_i} - \frac{\tilde{u}_{i+1,j,k} - \tilde{u}_{i,j,k}}{h_i} \tilde{\omega}_{xi,j,k}^{n+1} = \\
& = \Pr \left[\frac{1}{h_i} \left(\frac{\tilde{\omega}_{xi+1,j,k}^{n+1} - \tilde{\omega}_{xi,j,k}^n}{h_i} - \frac{\tilde{\omega}_{xi,j,k}^{n+1} - \tilde{\omega}_{xi-1,j,k}^n}{h_{i-1}} \right) \right] + \\
& + \Pr^2 Gr \left[\frac{1}{2} \left(\frac{\theta_{i+1,j,k} - \theta_{i,j,k}}{h_i} + \frac{\theta_{i,j,k} - \theta_{i-1,j,k}}{h_{i-1}} \right) \right] + \\
& + \frac{1}{Fr} \left[\frac{1}{2} \left(\frac{\beta_{\Gamma i+1,j,k} - \beta_{\Gamma i,j,k}}{h_i} + \frac{\beta_{\Gamma i,j,k} - \beta_{\Gamma i-1,j,k}}{h_{i-1}} \right) \right].
\end{aligned}$$

Y компонента:

$$\begin{aligned}
& \frac{\tilde{\omega}_{xi,j,k}^{n+2/3} - \tilde{\omega}_{xi,j,k}^{n+1/3}}{Fo} + \frac{\tilde{v}\tilde{\omega}_{xi,j+1,k} - \tilde{v}\tilde{\omega}_{xi,j,k}}{h_j} - \frac{\tilde{v}_{i,j+1,k} - \tilde{v}_{i,j,k}}{h_j} \tilde{\omega}_{yi,j,k} = \\
& = \Pr \left[\frac{1}{h_j} \left(\frac{\tilde{\omega}_{xi,j+1,k}^{n+1} - \tilde{\omega}_{xi,j,k}^n}{h_j} - \frac{\tilde{\omega}_{xi,j,k}^{n+1} - \tilde{\omega}_{xi,j-1,k}^n}{h_{j-1}} \right) \right] + \\
& + \Pr^2 Gr \left[\frac{1}{2} \left(\frac{\theta_{i+1,j,k} - \theta_{i,j,k}}{h_i} + \frac{\theta_{i,j,k} - \theta_{i-1,j,k}}{h_{i-1}} \right) \right] + \frac{1}{Fr} \left[\frac{1}{2} \left(\frac{\beta_{\Gamma i+1,j,k} - \beta_{\Gamma i,j,k}}{h_i} + \frac{\beta_{\Gamma i,j,k} - \beta_{\Gamma i-1,j,k}}{h_{i-1}} \right) \right].
\end{aligned}$$

Z компонента:

$$\begin{aligned}
& \frac{\tilde{\omega}_{xi,j,k}^{n+1} - \tilde{\omega}_{xi,j,k}^{n+2/3}}{Fo} + \frac{\tilde{w}\tilde{\omega}_{xi,j,k+1} - \tilde{w}\tilde{\omega}_{xi,j,k}}{h_k} - \frac{\tilde{u}_{i,j,k+1} - \tilde{u}_{i,j,k}}{h_k} \tilde{\omega}_{zi,j,k} = \\
& = \Pr \left[\frac{1}{h_k} \left(\frac{\tilde{\omega}_{xi,j,k+1}^{n+1} - \tilde{\omega}_{xi,j,k}^n}{h_k} - \frac{\tilde{\omega}_{xi,j,k}^{n+1} - \tilde{\omega}_{xi,j,k-1}^n}{h_{k-1}} \right) \right].
\end{aligned}$$

Каждое уравнение решается численно при использовании неявного метода сеток:

$$A\omega_{i-1} - C\omega_i + B\omega_{i+1} = -F. \quad (2.22)$$

Коэффициенты характеристического уравнения для X компоненты имеют вид:

$$A = -\frac{u}{2h_{i-1}} - \frac{\Pr}{h_i h_{i-1}},$$

$$B = \frac{u}{2h_i} - \frac{\Pr}{h_i h_i},$$

$$C = -\frac{1}{Fo} + A + B + \frac{1}{2} \left[\frac{u_{i+1,j,k} - u_{i,j,k}}{h_i} - \frac{u_{i,j,k} - u_{i-1,j,k}}{h_{i-1}} \right],$$

$$F = -\frac{\omega_x}{Fo}.$$

Используем уравнение Пуассона, для нахождения поля скоростей, используя значение вихря скорости:

$$\Delta u = \frac{\partial \omega_z}{\partial y} - \frac{\partial \omega_y}{\partial z}, \quad (2.23)$$

$$\Delta v = \frac{\partial \omega_x}{\partial z} - \frac{\partial \omega_z}{\partial x}, \quad (2.24)$$

$$\Delta w = \frac{\partial \omega_y}{\partial x} - \frac{\partial \omega_x}{\partial y}. \quad (2.25)$$

Воспользуемся методом установления для численного решения уравнений, который заключается в том, что вводится величина, запись которой напоминает нестационарный член по компоненте скорости: $\frac{v_{i,j,k}^{n+1} - v_{i,j,k}^n}{\tau}$. Где τ – параметр итерации. Т.о., на примере x – составляющей скорости, получим:

$$\begin{aligned}
& \frac{\tilde{u}_{i,j,k}^{n+1} - \tilde{u}_{i,j,k}^n}{\tau} + \frac{1}{\tilde{h}_i} \left[\frac{\tilde{u}_{x,i+1,j,k} - \tilde{u}_{x,i,j,k}}{\tilde{h}_i} - \frac{\tilde{u}_{x,i,j,k} - \tilde{u}_{x,i-1,j,k}}{\tilde{h}_{i-1}} \right] + \\
& + \frac{1}{\tilde{h}_j} \left[\frac{\tilde{u}_{x,i,j+1,k} - \tilde{u}_{x,i,j,k}}{\tilde{h}_j} - \frac{\tilde{u}_{x,i,j,k} - \tilde{u}_{x,i,j-1,k}}{\tilde{h}_{j-1}} \right] + \\
& + \frac{1}{\tilde{h}_k} \left[\frac{\tilde{u}_{x,i,j,k+1} - \tilde{u}_{x,i,j,k}}{\tilde{h}_k} - \frac{\tilde{u}_{x,i,j,k} - \tilde{u}_{x,i,j,k-1}}{\tilde{h}_{k-1}} \right] = \\
& = \frac{1}{2} \left[\frac{\tilde{\omega}_{z,i,j+1,k} - \tilde{\omega}_{z,i,j,k}}{\tilde{h}_j} + \frac{\tilde{\omega}_{z,i,j,k} - \tilde{\omega}_{z,i,j-1,k}}{\tilde{h}_{j-1}} \right] - \\
& - \frac{1}{2} \left[\frac{\tilde{\omega}_{y,i,j,k+1} - \tilde{\omega}_{y,i,j,k}}{\tilde{h}_k} + \frac{\tilde{\omega}_{y,i,j,k} - \tilde{\omega}_{y,i,j,k-1}}{\tilde{h}_{k-1}} \right].
\end{aligned}$$

Математическое описание распределения температуры по толщине шлака находится из условия, что он представляет собой плоскопараллельный диск, лежащий на границе металла. Граничное условие на верхней границе шлака суть 3-го рода, связывающего её температуру с температурой окружающей среды. Граничное условие на нижней границе шлака относится к 4-му роду и определяет равенство температуры шлака и металла на поверхности их стыка. Мощность тепловыделения электродов учитывается формулой:

$$P = I^2 \times R, \quad (2.26)$$

где I – величина тока, подводимого к электродам;

R – их электрическое сопротивление, определяемое формулой:

$$R = \sigma \times l / S, . \quad (2.27)$$

где σ – удельное электрическое сопротивление материала электродов;

l – их длина;

S – площадь поперечного сечения ($S = \pi r^2$, где r – радиус электродов).

Пространственная неравномерность тепловыделений в шлаке учитывалась расчётным путём и проводилось следующим образом. При прогонке вдоль линий сетки, которые пересекают электроды с отсечением их элементарных частей, их локальное тепловыделение вычислялось в предположении её равномерности по объёму электродов.

На рис. 2.5 представлено начальное распределение температуры в футеровке сталеразливочного ковша. Оно получено с помощью отдельного компьютерного эксперимента, представленного в работе [58].

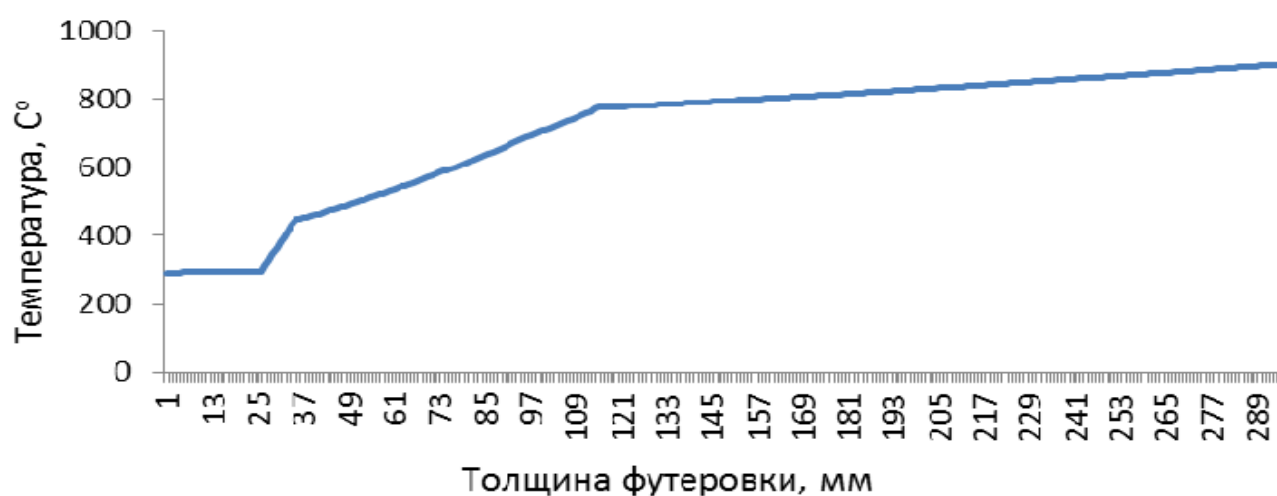


Рис. 2.5. Распределение температуры в футеровке сталеразливочного ковша перед заполнением жидким металлом ковша.

Математическая модель теплового процесса этой работы реализована на языке Delphi.

ВЫВОДЫ ПО РАЗДЕЛУ 2

Сформулирована энергоресурсосберегающая технология внепечной деазотации жидкого металла продувкой инертным газом через несимметрично расположенные пористые элементы днища рафинировочной ёмкости в условиях 3-мерного распределения температурного поля в расплаве.

Приведена постановка задачи математического моделирования процессов тепломассопереноса в металле, включающая уравнения конвективной теплопроводности и гидродинамики с краевыми условиями, а также уравнения диффузии атомов азота, растворённых в расплаве, в пузыри инертного газа.

Для доказательства адекватности расчётно-теоретических результатов показана необходимость их подтверждения данными лабораторных и опытно-промышленных исследований.

По результатам, представленным в разделе 2, опубликованы работы [57-60].

3. ТЕПЛОВОЙ БАЛАНС И ЭНЕРГОРЕСУРСОСБЕРЕГАЮЩИЕ РЕЖИМЫ ТЕПЛОВОГО ПРОЦЕССА

3.1. Методика определения теплового баланса ковшевого агрегата

Электрическая энергия, которая подается на ковшевой агрегат, а также на ковш-печь, расходуется на нагрев металла; нагрев и плавление шлакообразующих; потери в короткой цепи, нагрев трансформатора, токоподводов и электродов; нагрев воды, которая охлаждает крышку; нагрев футеровки, брони ковша и компенсации потерь тепла излучением в окружающую среду; нагрев отходящих газов; нагрев и плавление присаживаемых легирующих, в т.ч. порошковой проволоки.

Затраты электроэнергии благотворно используются при расходе на нагрев металла, нагрев и плавление шлакообразующих, легирующих материалов и порошковой проволоки. На другие статьи расходы электроэнергии являются бесполезными. Коэффициент полезного действия ковша-печи определяет отношение полезно затрачиваемой энергии к общим затратам. С точки зрения экономии существует необходимость определения коэффициента полезного действия ковша-печи и задаться целью его увеличения.

Методика определения теплового баланса сталь-ковша является частным вариантом излагаемой методики.

На двухпозиционном агрегате ковш-печь конструкции фирмы «Danieli» при мощности печного трансформатора 20 МВА обрабатывалась низкоуглеродистая сталь в сталеразливочном ковше емкостью 135 т [61]. Сталь выплавлялась в 270-тонной печи, которая работала как скрап-процессом с выпуском металла в два ковша. Во время выпуска стали и при помощи качающегося желоба печной шлак одного ковша отсекался полностью. При наполнении двух ковшей сталью примерно на 3/4 объема желоб поворачивали таким образом, чтобы металл заполнял один из ковшей. После наполнения ковша металлом до заданного уровня, желоб поворачивали в другую сторону, а оставшийся металл выливали во второй

ковш. Через этот ковш перепускали в чашу весь печной шлак, а в ковш, на обработке которого определяли тепловой баланс, печной шлак не попадал. При выпуске стали в оба ковша при наполнении их на 1/3 присаживали ТШС, количество которой провешивали до загрузки в бункер. Количество шлака в ковше определяли расчетным способом по изменению его химического состава после первой присадки извести и алюмоотходов, когда содержания CaO , Al_2O_3 и MgO менялось.

Все шлакообразующие и ферросплавы, взвешивались автоматически дозирующей тележкой с точностью до ± 20 кг. Вес металла в ковше определяли взвешиванием пустого и заполненного металлом ковша на стенде ковша-печи. А он в свою очередь, снабжен весоизмерительным устройством, с точностью измерения ± 200 кг. Для определения веса металла из веса заполненного ковша вычитался вес шлака в ковше во время прибытия на агрегат. До этого обязательно определился полный химический состав шлакообразующих. При обработке металла отбирались пробы металла и шлака во время прибытия ковша на агрегат ковш-печь, а также по ходу обработки: после присадок с учетом времени их растворения (расплавления) и перед отправкой ковша с металлом на разливку.

3.1.1. Потери тепла ковшом

Потери тепла при естественных условиях 135-тонного ковша с металлом и рафинировочным шлаком, при высокотемпературном нагреве ковша (до 1200°C) перед выпуском, составляют $0,5^\circ\text{C}/\text{мин}$. При существующем на данном предприятии нагреве ковша до 800°C эти потери составляют примерно $1^\circ\text{C}/\text{мин}$. Зная длительность и скорость нагрева металла на конкретной ступени, зная подводимую мощность, можно рассчитать необходимые затраты электроэнергии. Наряду с металлом и рафинировочным шлаком будет нагреваться футеровка и коужух ковша, а также теряться тепло с отходящими газами и водой, которая охлаждает крышку. В связи с этим для определения потерь тепла ковшом из

полученной общей величины затрат электроэнергии необходимо вычесть затраты на все вышеуказанные факторы.

Естественно, что для определения потерь тепла ковшем методически правильно было бы на разных уровнях по высоте ковша установить термодатчики для фиксации изменения температуры наружного и внутреннего слоев огнеупора, а уже затем рассчитывать фактические потери тепла. Однако провести этот эксперимент в существующих производственных условиях, к сожалению, весьма затруднительно.

3.1.2. Потери тепла на нагрев металла

Потери тепла на нагрев металла определяются следующим образом:

$$Q = mc(T_1 - T_2), \quad (3.1)$$

где m - масса стали в ковше, кг;

c — теплоемкость жидкой стали, кДж/кг-°С;

T_1, T_2 - температура стали в начале и конце рафинирования, °С.

3.1.3. Потери в короткой цепи

На резисторное сопротивление короткой цепи, в трансформаторе и электродах теряется 16 % подводимой мощности, по данным ковша-печи фирмы «Danieli».

3.1.4. Потери тепла на нагрев и плавление шлакообразующих

В работе [62] были проведены термодинамические расчеты затрат тепла на нагрев (до 1600°С) и плавление отдельных компонентов шлакообразующих смесей. Результаты этих расчетов приведены ниже:

Таблица 3.1. Термодинамические расчеты затрат тепла на нагрев и плавление некоторых компонентов шлакообразующих смесей

Компонент	Затраты тег
CaO	1551
MgO	2015
SiO ₂	2062
FeO	1053
CaF ₂	2410
Al ₂ O ₃	1965
CO ₂	2054
Na ₂ O	1567
H ₂ O	6303

Достоверность полученных данных неоднократно проверялась при расчете и по фактическому снижению температуры стали при присадке ТШС в сталеразливочный ковш на выпуске. Известно, что при обработке стали ТШС на выпуске шлаковая смесь нагревается и расплавляется лишь за счет тепла металла в ковше. Эти затраты при относительном постоянстве остальных затрат тепла характеризуют снижение температуры стали после присадки ТШС. Ранее были определены количество и химический состав рафинировочного шлака оптимального состава.

3.1.5. Потери тепла на охлаждение крышки

Крышка ковша-печи «Danieli» имеет десять контуров охлаждения. Она запитана водой от общей системы химически очищенной воды. Агрегат ковш-печь оборудован датчиками температуры, которые определяют температуру отводимой воды от каждого контура, а также которые измеряют температуру воды, входящей в крышку. Температура отводимой воды от ковша-печи не представительна, так как вода расходуется не только для охлаждения крышки, но также и для охлаждения другого оборудования агрегата, а именно на токоподводы, трансформатор и т.д.

Таким образом, была оценена доля общего расхода воды на крышку методом экспертных оценок расходов воды на отдельные элементы крышки. Расход воды измерялся с помощью расходомера на каждом контуре. Далее, исходя из фактической температуры, отводимой от каждого контура воды, рассчитали, средневзвешенную температуру воды, отводимой от крышки. По полученным данным рассчитывали количество тепла, отводимого водой, которая охлаждает крышку:

$$Q = P\tau c\Delta t; \quad (3.2)$$

где P - расход воды на крышку, м³/ч;

c - теплоемкость воды при фактической температуре, кДж/кг*°С;

τ - продолжительность обработки, ч;

Δt - усредненное значение перепада температур, входящей в крышку воды и отводимой, °С.

3.1.6. Потери тепла с отходящими газами

Отходящие газы обычно выделяются из ванны с температурой, равной температуре шлака (примерно 1600-1700 °С), но уже под крышкой они разбавляются подсасываемым воздухом через существующие неплотности, такие как рабочее окно, отверстия для прохода электродов, течка для присадки сыпучих материалов и ферросплавов и т.д., а затем через специально выполненные в нижней части крышки газосборники. Регулирование количества отходящих газов производилось дросселированием шиберов, полнота открытия которого регистрируется. В области шиберов установлены приборы, которые измеряют разряжение, величина которого также регистрируется. Затем дымовые газы поступают в рукавные фильтры, а температура поступающих газов в фильтр ограничена для сохранности фильтров и составляет не более 86 °С. В случае превышения этого значения автоматически включается подача воздуха перед

фильтром для разбавления отходящих газов и снижения температуры. Статический напор в трубопроводе определяется следующим образом:

$$P_{ст} = 1,15 \frac{w^2 \gamma}{2g}; \quad (3.3)$$

где $P_{ст}$ - статический напор, кг/м²;

γ - плотность воздуха при соответственной температуре, кг/м³;

g — ускорение силы тяжести, м/с²; w — скорость газового потока, м/с.

Из формулы (3.3) скорость газового потока определяется:

$$w = \sqrt{\frac{P_{ст} 2g}{1,15\gamma}};$$

при этом объем отходящих газов определяется:

$$V = wf\tau;$$

где F - эффективное сечение шибера, м².

Эффективное сечение шибера определяется по величине его прикрытия и полному сечению. Количество потерь тепла с отходящими газами вычисляется по формуле:

$$q = Vct; \quad (3.4)$$

где V — объем отходящих газов, м³;

c - теплоемкость газов при соответствующей температуре, кДж/м³*°С;

t - температура отходящих газов, °С.

Следует отметить, что отходящие из ковша-печи газы по составу близки к воздуху. В связи с этим, можно использовать значение теплоемкости воздуха при соответствующей температуре.

3.1.7. Потери тепла на нагрев ферросплавов

Корректировку химического состава металла производят на ковше-печи, используя ферросплавы, другие материалы и различные виды порошковой проволоки и алюминиевую катанку.

Затраты тепла на расплавление или растворение ферросплавов можно определять термодинамическим расчетом.

Таблица 3.2. Данные по некоторым видам ферросплавов:

Ферросплав (сплав)	Затраты тег
Мпмех	1127
Сгмех	1082
FeMn (65 % Мп)	1114
FeCr (75 % Сг)	1062
FeSi (75 % Si)	1189.

На практике удобнее применять расчетные данные для конкретного веса металла в ковше при введении 100 кг ферросплавов или шлакообразующих.

Таблица 3.3. Данные по изменению температуры при введении материалов

Материал	Изменение температуры, °С
1. Ферросплавы:	
ферромарганец	-2,74
ферросиликомарганец	- 1,70
ферросилиций 45 %	-1,03
ферросилиций 75 %	+ 0,49

науглероживатель	- 4,50-6,40 (*в зависимости от вида материала)*
феррохром	-2,49
феррованадий	-1,81
ферротитан	-1,23
алюминий	+ 1,8
силикокальций кусковый	-3,20
2. Шлакообразующие:	
известь (93 % CaO)	-3д
плавиковый шпат (83 %)	-3,1
глинозём	-2,5-3,0

3.2. Структура теплового баланса

По вышеуказанной методике рассчитывался оптимальный расход электрической энергии, которую необходимо затратить в конкретных условиях предприятия для производства низкоуглеродистой трубной стали с содержанием серы до 0,008 %.

Таблица 3.4. Данные для определения потерь температуры при вводе материалов

Материал	Падение температуры при вводе 100 кг материала в 135-тонный ковш, °С
1. Ферросплавы:	
ферромарганец (75 %)	2,03
ферросилиций (45 %)	0,76
ферросиликомарганец	1,26
науглероживатель	3,3/1,7 в зависимости от вида
феррохром низкоуглеродистый	1,84
феррованадий	1,34
ферротитан	0,91

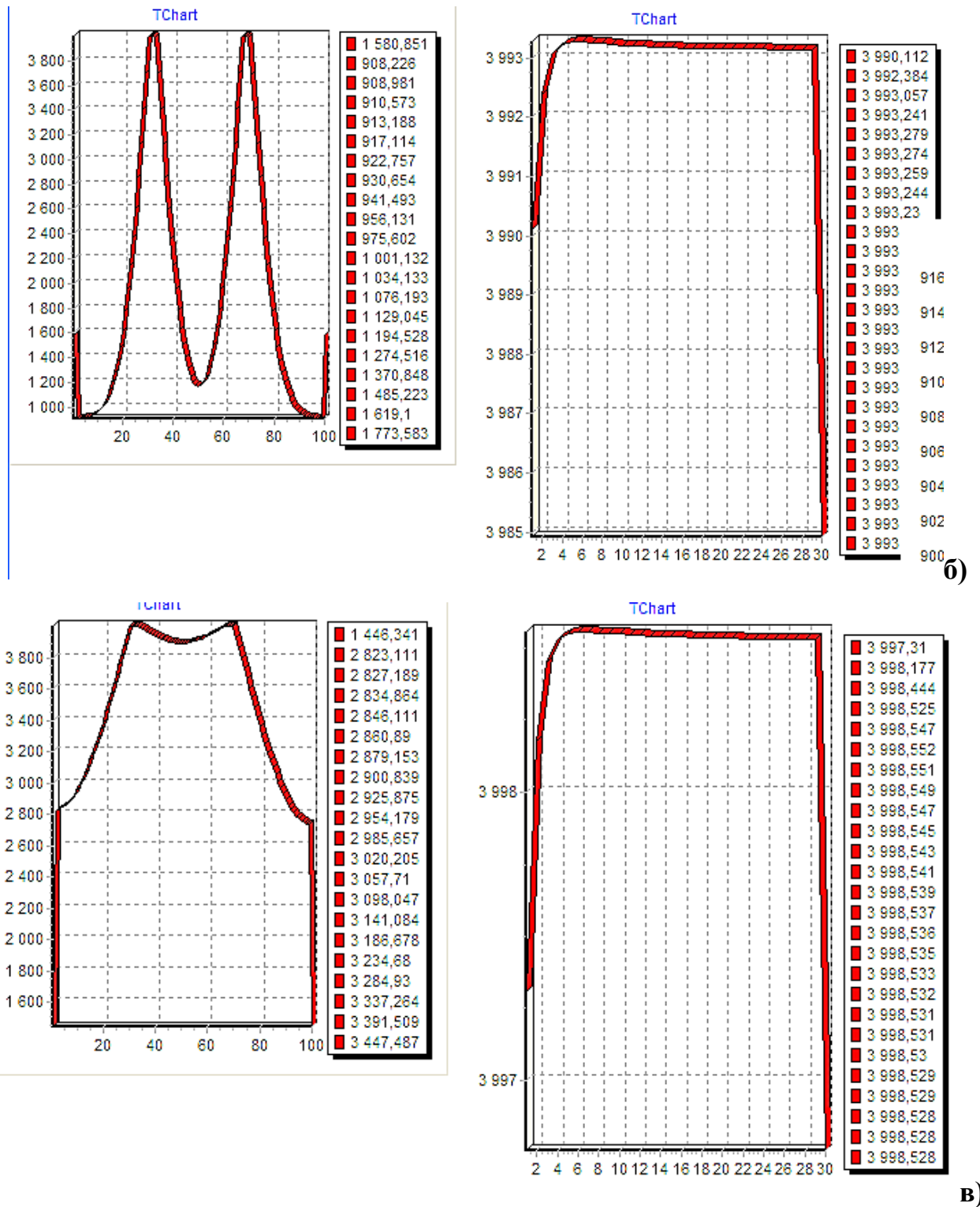


Рис. 3.1. Расчетное распределение температуры в плоскостях XZ (справа) и YZ (слева) в центральной части в момент времени 10 с, 5 мин и 10 мин.

Погруженные электроды в шлак, в первые секунды показывают четкую границу нагрева, а через 10 минут жидкий шлак накрывает всю зону.

На рис. 3.2 представлено распределение температуры при различных режимах нагрева электродов. Для этого рассматривалась интегральная температура на границе металл – шлак.

$$T_{in} = \iint_{x y} T dx dy. \quad (3.5)$$

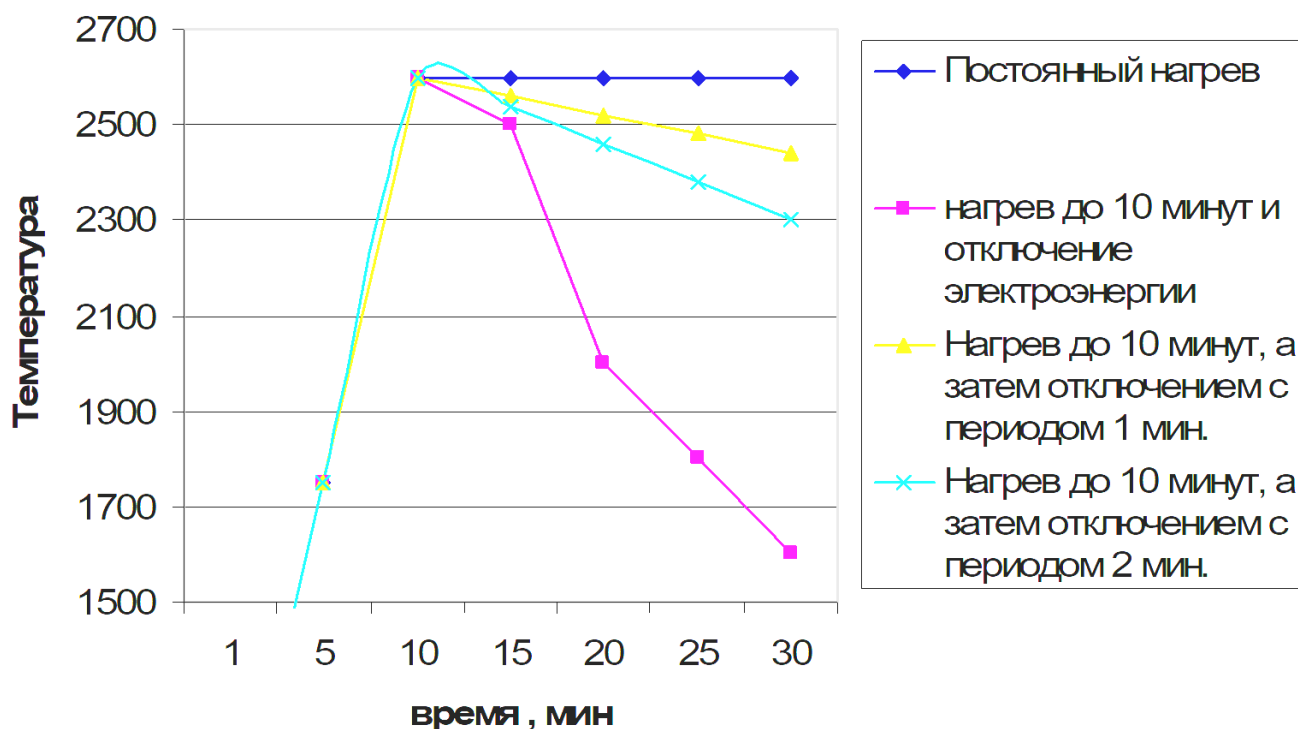


Рис.3.2. Расчётное распределение температуры для разных режимов нагрева шлака

Из рисунка 3.2 можно сделать вывод, что если нагреть шлак до некоторой температуры, а после не подпитывать электроэнергией, то шлак начинает остывать за счет конвективного перемешивания, который вызван барботажем. Другие режимы с периодическим отключением и включением электродов показали, что температура нижней поверхности шлака значительно выше температуры плавления металла. Можно сделать вывод, что наименее энергозатратным является режим при нагреве до 10 минут, а после отключении электроэнергии с периодом в

2 минуты. При таком режиме температура шлака в течении всего технологического процесса не падает ниже необходимой, а именно 2200 К.

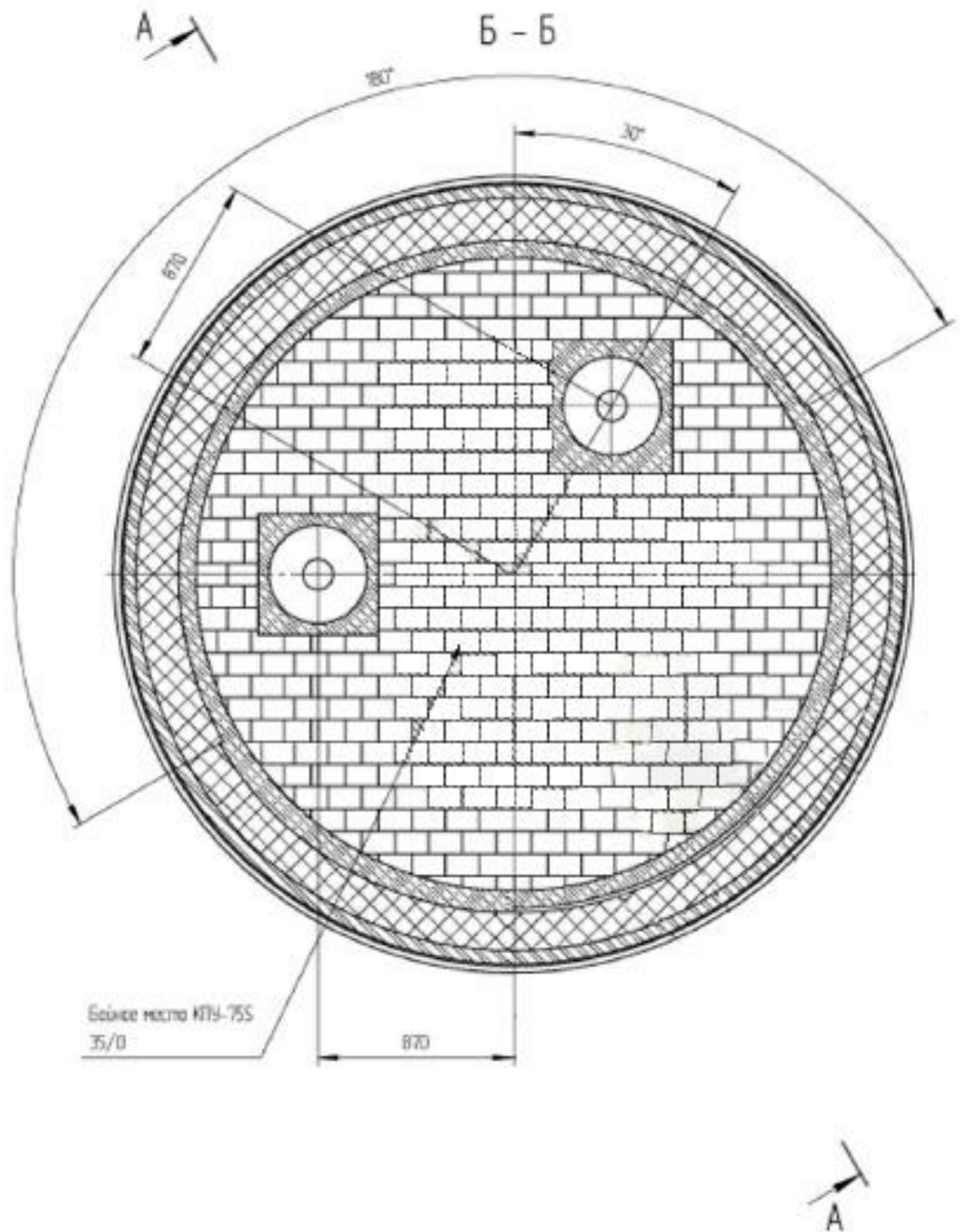


Рис. 3.3. Схема расположения пористых пробок в днище ковша

В компьютерную модель закладывались следующие значения параметров:

Таблица 3.5. Исходные данные с завода

Высота ковша, м	4,0
Диаметр ковша, м	3,5
Толщина рабочей футеровки, м	0,170
Начальная температура металла, К	1850
Расход аргона, м ³ /ч	35
Режим продувки	Пузырьковый
Диаметр пробок, м	0,15
Диаметр электродов, м	0,45
Металл (железо)	
Температура плавления, К	1812
Коэффициент теплопроводности, Вт/(м·К)	39
Удельная теплоёмкость, кДж/(кг·К)	0,835
Плотность, г/м ³	7040
Футеровка	
Коэффициент теплопроводности, Вт/(м·К)	1,4
Удельная теплоёмкость, кДж/(кг·К)	1,04
Плотность, кг/м ³	2000
Броня (кожух)	
Коэффициент теплопроводности, Вт/(м·К)	31,82
Удельная теплоёмкость, кДж/(кг·К)	0,691
Плотность, кг/м ³	7600

В компьютерной модели предусмотрена возможность изменения уровня концентрации углерода в расплаве от нулевого значения (жидкое железо) до конкретной марки стали с корректировкой физических характеристик металла (ЗСП).

На рис. 3.4-3.8 представлены результаты численного моделирования модуля вихря скорости.

На этих рисунках представлены характерные графики зависимости модуля вихря скорости от высотного положения элемента футеровки ковша (кирпич). При этом, как показали исследования на ПЭВМ, удалённость L от центра ковша, равную $0,7R$ следует считать нежелательной. Кривые графика соответствуют углам $\gamma = 0^\circ$ и 180° и элементам футеровки, лежащим на противоположной стороне ковша. При увеличении модуля вихря скорости, как известно, наблюдается рост интенсивности вихревого движения расплава и, соответственно, увеличение коэффициента теплоотдачи от расплава металла футеровке ковша.

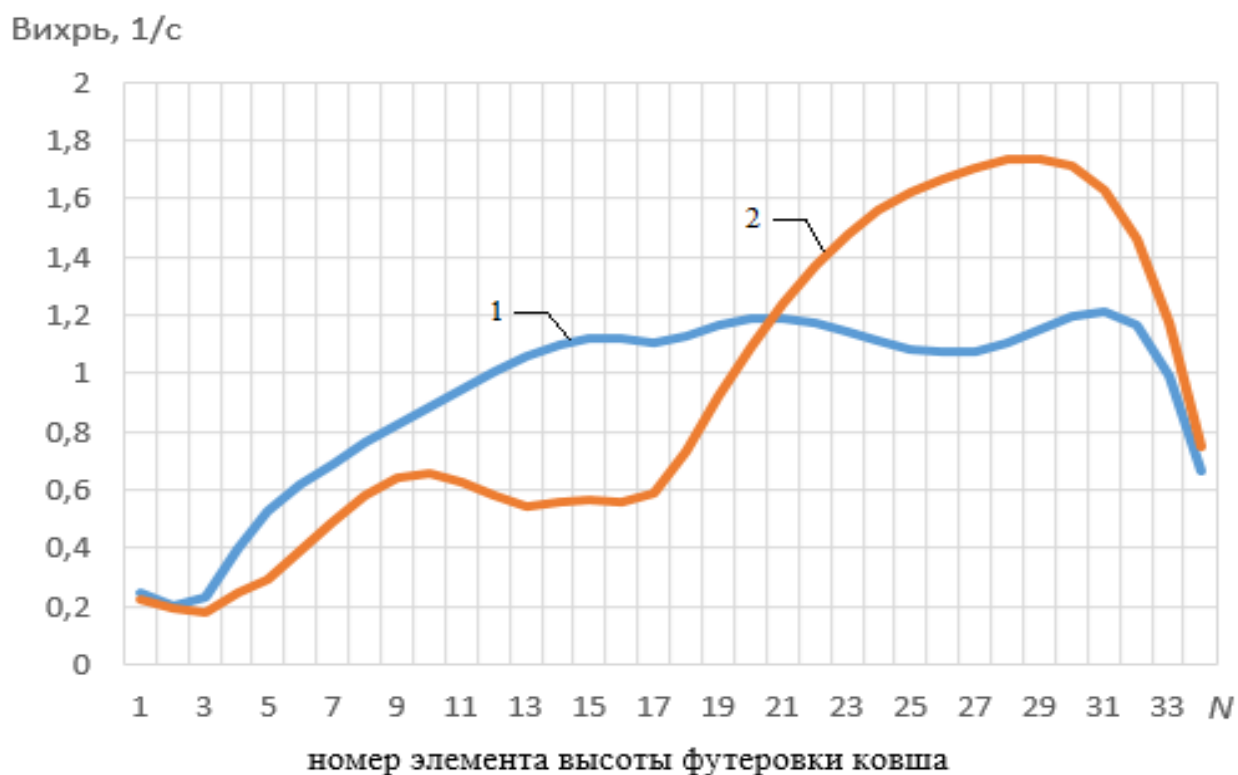


Рис. 3.4. Распределение вихря по высоте футеровки ковша

1: $\gamma=0^\circ$; 2: $\gamma=180^\circ$; $L=0,5R$

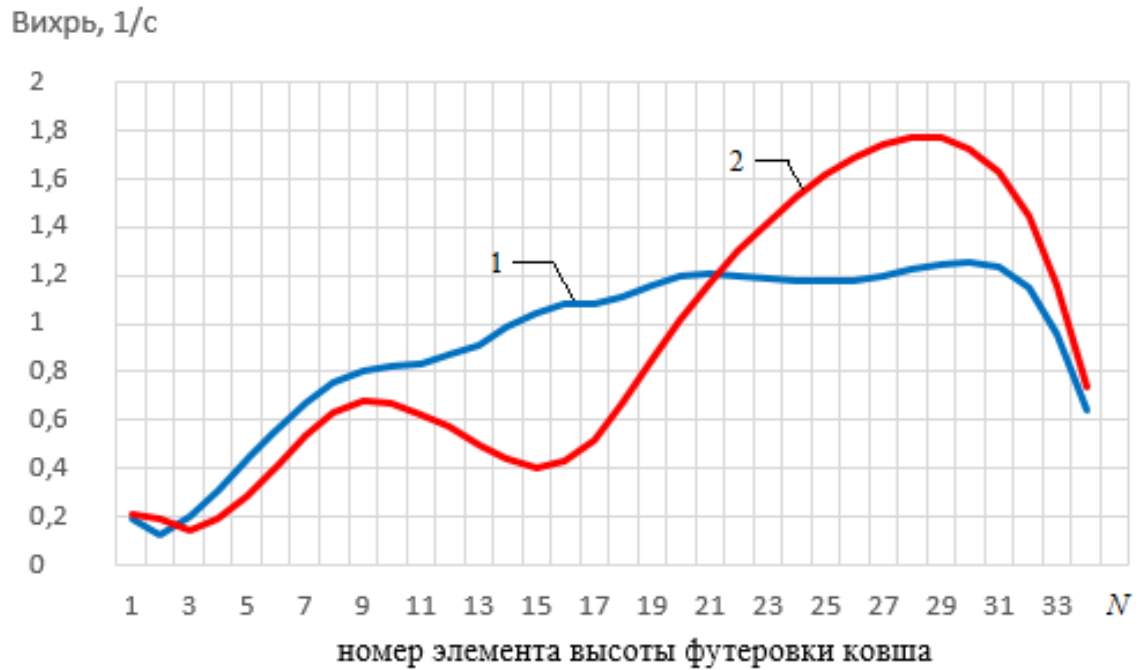


Рис. 3.5. Распределение вихря по высоте футеровки ковша

1: $\gamma=0$; 2: $\gamma=180^\circ$; $L=0,55R$

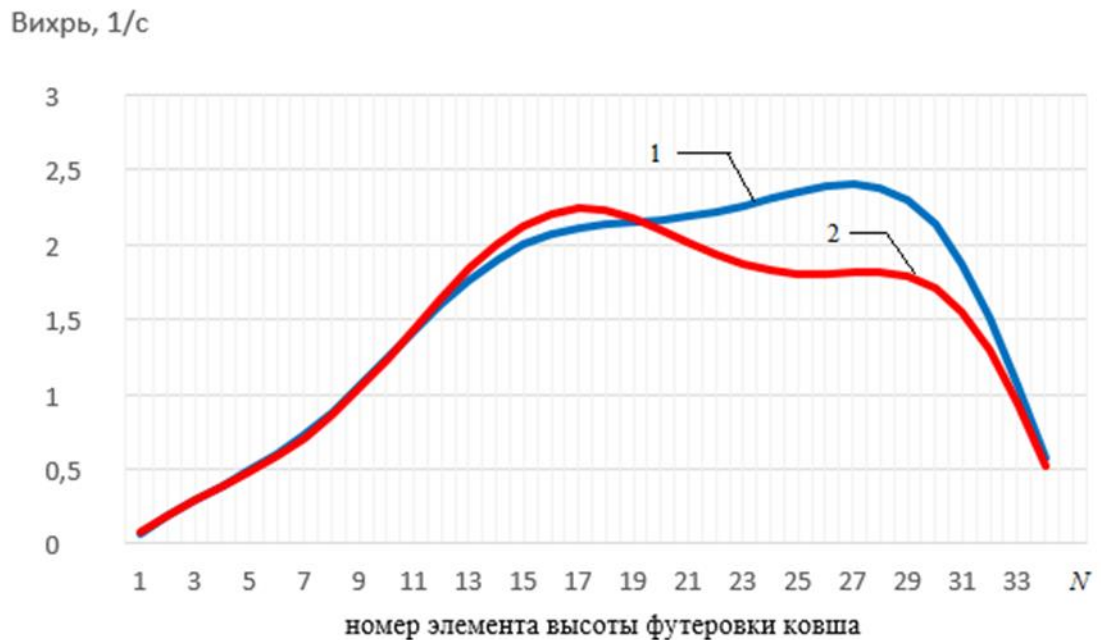


Рис. 3.6. Распределение вихря по высоте футеровки ковша

1: $\gamma=0$; 2: $\gamma=180^\circ$; $L=0,3R$

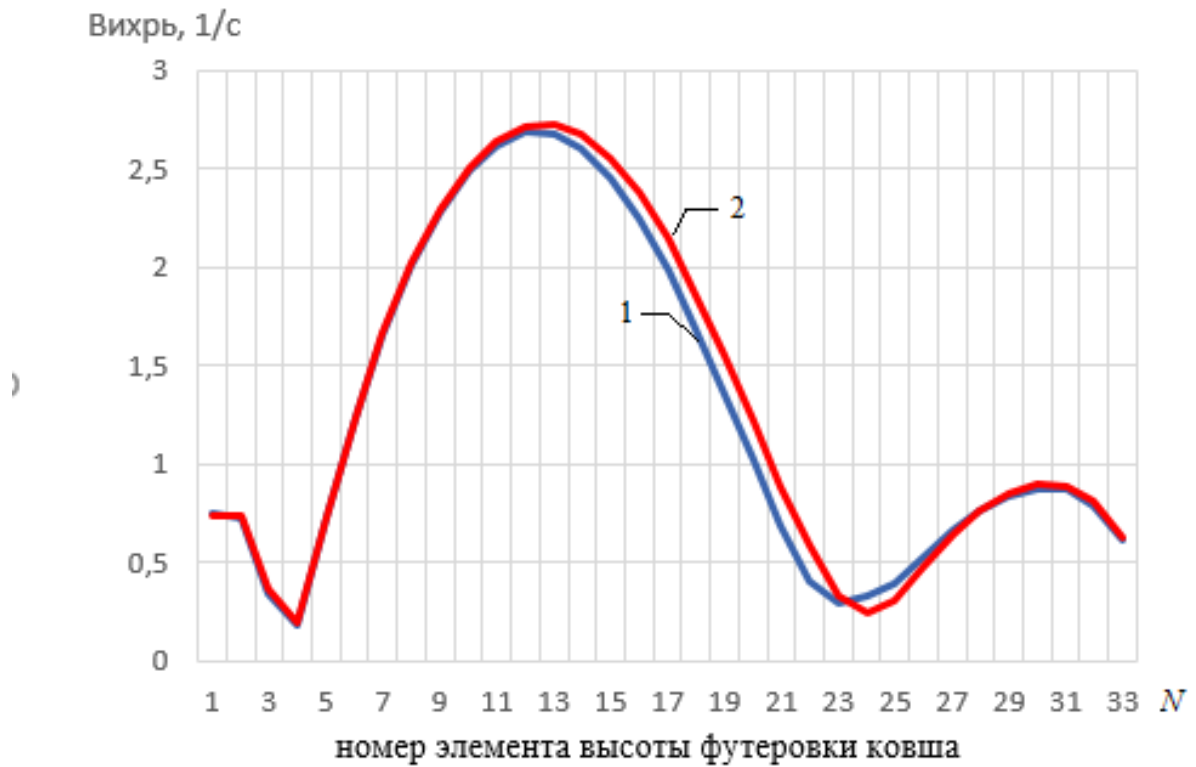


Рис. 3.7. Распределение вихря по высоте футеровки ковша
 1: $\gamma=0$; 2: $\gamma=180^\circ$; $L=0,7R$

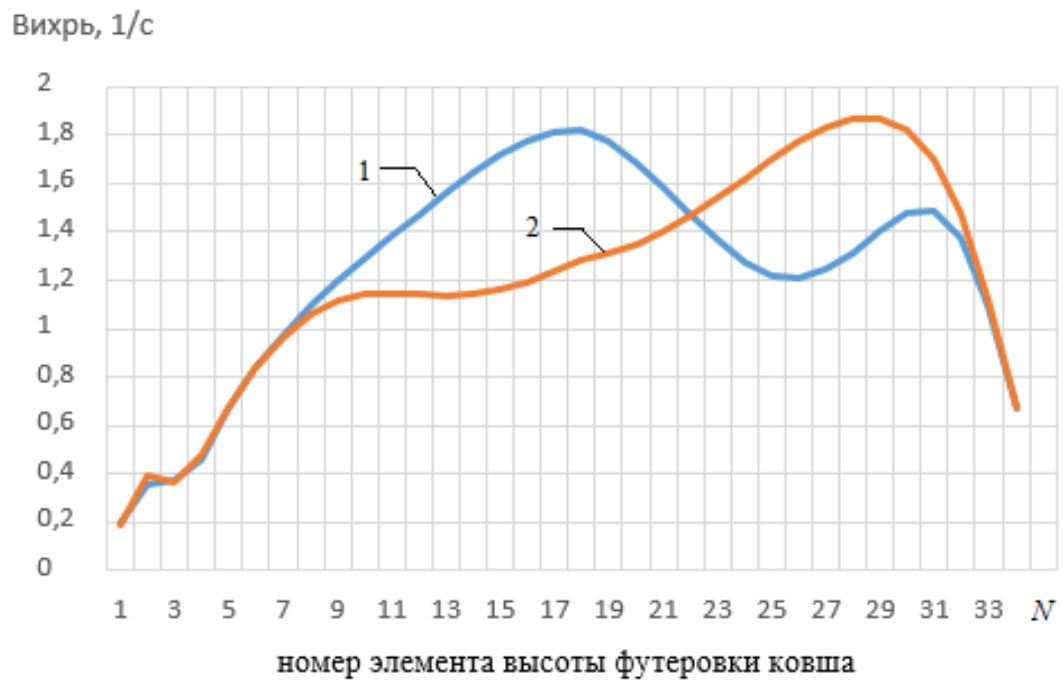
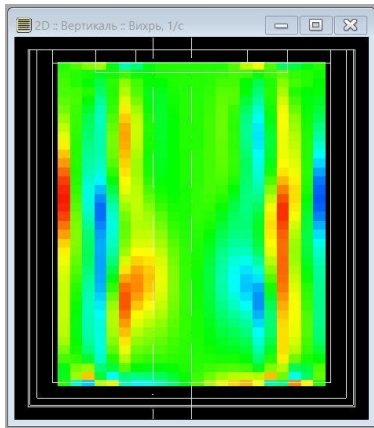
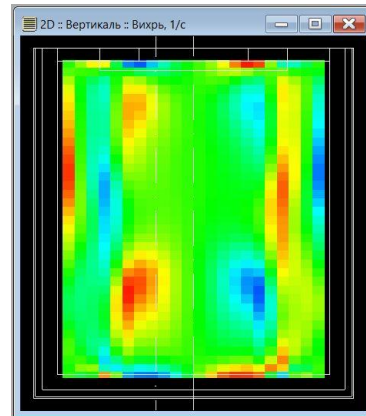


Рис. 3.8. Распределение вихря по высоте футеровки ковша
 1: $\gamma=0$; 2: $\gamma=180^\circ$; $L=0,45R$

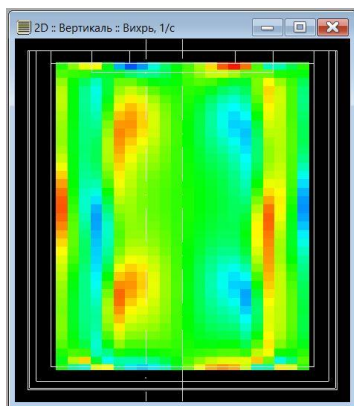
Потоки инертного газа, поступающие из пробок, движутся параллельно. А угловые скорости вращений вихря могут суммироваться при воздействии на стенку ковша. На рисунке 3.9 красным представлено максимальное значение вектора угловой скорости вращений вихря, синим - минимальное значение вектора, застойные зоны отображены зеленым цветом.



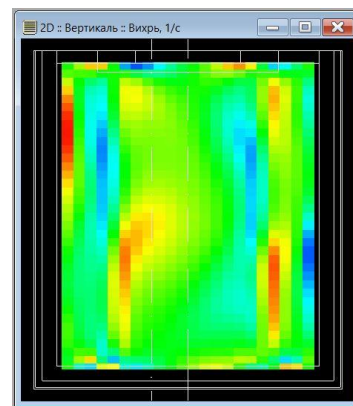
а) 5 мин



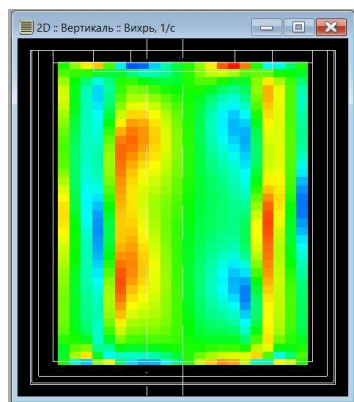
б) 10 мин



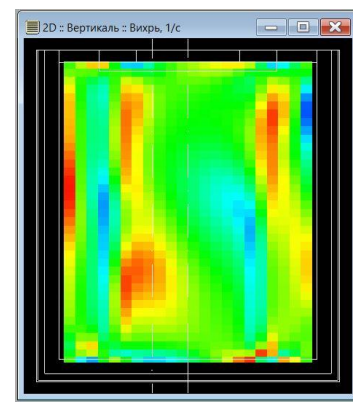
в) 15 мин



г) 30 мин



д) 40 мин



е) 45 мин

Рис. 3.9. Вихревое движение расплава, представленное в цветовом эквиваленте

Как показали исследования, с маркой стали 3СП в области №№11-13 элементов кладки футеровки ковша наблюдается максимум модуля вихря, что согласуется с заводскими данными КМЗ, представленными на рис. 3.10.

Как показало компьютерное моделирование, в этой области и наблюдаются значительные теплотери.

Ряд					
33	149	150	149	147	149
32	149	151	152	151	149
31	147	148	149	149	148
30	145	146	148	148	143
29	140	143	145	144	141
28	133	136	138	139	132
27	122	124	127	128	121
26	111	116	117	120	115
25	110	113	110	113	109
24	110	113	109	109	105
23	109	112	109	109	106
22	109	113	105	107	109
21	111	112	100	106	108
20	106	104	85	89	102
19	105	99	79	84	101
18	104	93	76	81	99
17	100	93	75	75	94
16	101	90	69	66	92
15	97	91	70	67	88
14	95	91	73	69	89
13	89	92	71	66	85
12	92	93	70	64	80
11	96	96	75	71	84
10	99	96	79	73	86
9	101	99	85	79	92
8	104	98	89	83	96
7	105	101	93	85	98
6	106	105	98	90	100
5	110	107	102	93	104
4	111	107	108	98	108
3	125	125	121	114	124
2	139	143	143	143	146
1	159	158	160	160	163

Рис. 3.10. Заводские данные по средней топографии износа футеровочного слоя стенки ковша

В рассматриваемой области создаются условия для значительного износа футеровки ковша. Таким образом, разработка защитных мер по укреплению этой зоны повышает длительность эксплуатации футеровки стенок ковша и является фактором энергоресурсосбережения.

Вместе с тем, расположение пористых пробок в области от $0,45R$ до $0,55R$, как показали исследования, способствует существенно меньшему износу футеровки ковша вследствие значительно меньшего значения модуля вихря скорости в этой области.

Вопросы прочности футеровки ковшей без анализа оптимального расположения пористых элементов в днище рассмотрены в работе [65].

ВЫВОДЫ ПО РАЗДЕЛУ 3

Разработана компьютерная модель процессов тепломассопереноса, учитывающая 3-мерность температурного поля в жидком металле и несимметричность расположения пористых элементов в днище ковша.

Результаты численного исследования на основе этой модели показали, что энергосберегающим режимом нагрева шлака, покрывающего металл электродами, является пульсирующий, состоящий в периодическом включении и отключении электродов. Рассмотрены структура и основные составляющие теплового баланса ковшевого агрегата.

Анализ результатов компьютерного моделирования распределения вихря скорости расплава по поверхности футеровки ковша, определяющего интенсивность на неё конвективного теплового воздействия, позволили разработать энергоресурсосберегающий режим технологии. Рациональное расположение пористых элементов в днище ковша при реализации этого режима способствует меньшему износу футеровки ковша.

Результаты исследований по разделу 3 опубликованы в работах [57-60].

4. ЭНЕРГОРЕСУРСΟΣБЕРЕГАЮЩИЕ РЕЖИМЫ ВНЕПЕЧНОЙ ДЕАЗОТАЦИИ ЖИДКОГО МЕТАЛЛА ПРОДУВКОЙ ИНЕРТНЫМ ГАЗОМ ЧЕРЕЗ ПОРИСТЫЕ ЭЛЕМЕНТЫ ДНИЩА КОВША

4.1. Энергоресурсосберегающие режимы технологии

Тема математического моделирования процессов конвективного теплопереноса при внепечной дегазации жидкого металла всплывающими пузырями инертного газа, по сути, впервые затронута проф. М.А. Глинковым [66]. При построении математической модели им было принято допущение, что лимитирующее звено многостадийного процесса теплопереноса при удалении газа из расплава – это диффузия через пограничный слой поверхности пузырей аргона. Последнее утверждение справедливо для водорода, но для азота только отчасти. Во время удаления азота из жидкого металла может наступить смена лимитирующего звена на кинетическое (молекулярное). Кроме этого, в данном процессе температура жидкой ванны не является постоянной, а снижается по мере вдувания в расплав холодного аргона.

Кинетическую стадию теплопереноса не учитывают математические модели проф. А.Г. Свяжина [67] и немецких авторов S.Turkan, K. Lange [68,69].

Авторы не рассматривают в своих математических моделях вариант технологии внепечной дегазации расплава, который состоит в рассредоточенной по днищу ковша продувке инертным газом во время выпуска металла из плавильной печи в ковш при атмосферном давлении под слоем специально наведённого синтетического шлака.

В диссертационной работе использована математическая модель [70], в которой отсутствуют перечисленные недостатки.

Применительно к технологии внепечной деазотации жидкого металла продувкой инертным газом через пористые элементы, несимметрично расположенные в днище ковша, компьютерная реализация модели разработана впервые.

Исследуемый вариант технологии предполагает, что в момент времени $\tau=0$ начинается заполнение металлом ковша с пористыми элементами днища. При $\tau=\tau_0>0$ расплав продувается инертным газом. Продувка продолжается после заполнения ковша.

Поверхность жидкой ванны с момента $\tau=0$ покрыта специально наведенным проницаемым для пузырей аргона синтетическим шлаком, который предохраняет металл от переохлаждения и перехода в него газов из атмосферы.

Предполагается, что заполнение ковша расплавом в течение времени τ_0 выпуска происходит равномерно.

Основные допущения, на которых построена используемая математическая модель, традиционны [70]:

- однородность концентрации удаляемого из металла азота по объёму ковша вследствие перемешивающего действия пузырей аргона;
- на поверхности пузырей достигается термодинамическое равновесие;
- смесь аргона и азота в пузырях в термодинамическом смысле идеальная.

Характер движения пузырей аргона в периоды $[\tau_0, \tau_6]$ и $\tau > \tau_6$ различен. В первый из этих периодов движение пузырей аргона очень сложное вследствие взаимодействия пузырей со струёй металла, выпускаемого из печи в ковш. На данном этапе используемая математическая модель оперирует с осреднёнными по объёму ковша характеристиками.

При $\tau > \tau_6$ пузыри аргона по вертикальным траекториям приближаются к поверхности металла а затем, проходя через шлак, выносят азот в атмосферу.

Форма пузырей во время их всплывания изменяется.

Исследования свидетельствуют, что характер подъема газовых пузырей в жидкой среде зависит от значения критерия Рейнольдса:

$$Re = \frac{\omega \cdot R}{\nu}, \quad (4.1)$$

где ω - скорость всплытия газового пузыря;

R – радиус пузыря;

ν - кинематическая вязкость расплава.

В.Г. Левич [9] разделяет области числа Re по следующим признакам.

В области малых чисел Re пузыри сферической формы всплывают по прямолинейным траекториям. Режим движения жидкости вблизи поверхности пузырей вязкий.

В переходной области, где $Re \leq 1$, газовый пузырь эллипсоидальной формы, всплывает по вертикальной прямой линии, а режим обтекания поверхности частицы вязкий.

При умеренных числах Re форма пузыря похожа на эллипсоид. Пузыри всплывают по прямым траекториям. В кормовой части пузыря происходит отрыв, появляется турбулентное течение и, следовательно, турбулентный след. Однако большая часть площади пузыря занята безотрывным течением. Исходя из данных В.Г. Левича, при $Re = 625$ область отрыва простирается всего на 2° по обе стороны от кильватерной линии.

При больших числах Re пузыри имеют эллипсоидальную форму, которая не является строго фиксированной, а испытывает пульсационные сокращения. Пузыри при таких числах Re всплывают по винтовым траекториям [71].

При дальнейшем увеличении критерия Re газовая частица приобретает форму диска, толщина которого мала по сравнению с поперечным размером [72].

По достижении некоторого значения Re происходит дробление пузыря на пузыри меньших размеров [9]. Поднимающийся пузырь сплющивается, начинает пульсировать, а в центре образуется тонкая пленка, которая разрывается, и частица распадается на группу более мелких. Механизм дробления сводится к следующему. Увеличение газа, который находится внутри пузыря, внешней жидкостью приводит к образованию движения внутри газового пузыря. Движение создает внутри частицы динамический напор. Если напор превышает капиллярные силы, то частица разрывается. Условие дробления сводится к следующему [9]:

$$k_f(\rho_r u_r / 2) \geq \frac{\sigma h}{l^2}, \quad (4.2)$$

что согласуется с научными данными.

Здесь:

k_f - коэффициент трения;

σ - поверхностное натяжение расплава;

h, l - геометрические параметры пузыря;

$\rho_r u_r$ - его плотность и скорость.

В работе [73], в качестве безразмерных комплексов взяты величины

$$R / \delta_v \text{ и } R / \delta_\sigma,$$

где R - радиус пузыря;

δ_v - постоянная вязко-гравитационного взаимодействия;

δ_σ - капиллярная постоянная.

В работе установлено: область больших чисел Рейнольдса, может быть описана закономерностями при $(R^2 / \delta_v \delta_\sigma) > 5$:

$$1. \quad \delta_v \delta_\sigma > 0,2.$$

Когда пузыри всплывают по винтовой линии, в их нижней части образуется вихревой след, а форма пузыря при увеличении его размера изменяется от эллипса до куполообразной. При этом наблюдается независимость числа Фруда от параметра R / δ_v .

$$2. \quad \delta_v / \delta_\sigma > 0,7.$$

В корме пузыря образовывается вихрь. Его форма изменяется от эллипсоида со сглаженной нижней частью до сферического сегмента.

$$3. \quad 0,2 \leq \delta_v / \delta_\sigma \leq 0,7.$$

Форма пузыря похожа на диск, скорость его всплывания определяется из уравнения

$$Fr = 1. \quad (4.3)$$

Если $(R / \delta_{\sigma}) > 4$ и $(R / \delta_v) > 10$, в таком случае пузыри имеют форму сферического сегмента. Скорость пузыря определяется равенством единице числа Fr .

В этих соотношениях:

$$\delta_{\sigma} = \left[\frac{\sigma}{g(\rho_{жс} - \rho_r)} \right]^{1/2}, \quad (4.4)$$

$$\delta_v = \left[\frac{v^2}{g(1 - \rho_r / \rho_{жс})} \right]^{1/3}, \quad (4.5)$$

$$Fr = \omega^2 / gR. \quad (4.6)$$

Данные работы [73], представляют значительную ценность, т.к. получены обобщением результатов автора, а также большого количества исследований других авторов.

С.С. Кутателадзе и М.А. Стырикович [74] исследовали скорости движения пузырей воздуха в воде размером от 0 до 20 мм, устанавливают зависимости:

1. Для области ламинарного обтекания жидкостью пузырей малых и переходных размеров ($Re < 2$)

$$\omega = \frac{2}{9} g \frac{\rho_c - \rho_{<}}{\mu_c} \cdot r^2, \quad (4.7)$$

где r - радиус частицы.

Данная формула совпадает с выражением закона Стокса для движения твердых шариков для малых чисел Re . Пузыри этих размеров поднимаются как твердые шарики. «Отвердевание» границы объясняется влиянием поверхностно-активных веществ, присутствующих в жидкости [9].

2. Область всплывания пузырей умеренных размеров ($2 \leq Re < 4A^{0,42}$)

$$\omega = 1,35 \left[\frac{\sigma}{r(\rho_{жс} - \rho_r)} \right]^{0,5}. \quad (4.8)$$

Эта формула суть формула Адамара.

3. Область движения пульсирующих частиц ($4A^{0,42} \leq Re < 3A^{0,5}$)

$$\omega = 0,33 \frac{g^{0,76}}{v_{жс}^{0,52}} \cdot r^{1,28}. \quad (4.9)$$

4. Область движения крупных пузырей ($Re \geq 3A^{0,5}$)

$$\omega = \left[\frac{4g\sigma(\rho_{жс} - \rho_r)}{\xi^2 \rho_{жс}^2} \right]^{1/4}, \quad (4.10)$$

где ξ - коэффициент сопротивления. Данная формула носит название Франк-Каменецкого.

Величина A , определяется выражением:

$$A = \frac{\sigma_{жс}^{3/2} \cdot \rho_{жс}}{g \mu_{жс}^2 \sqrt{\rho_{жс} - \rho_r}}. \quad (4.11)$$

Формулы свидетельствуют, что скорость подъема газового пузыря в большинстве случаев зависит от его размера.

В работе [75] расчётным путем получено уравнение для скорости подъема

пузырей разного размера:

$$\omega = \left[gr \frac{\rho_{жс} - \rho_r}{\rho_{жс} + \rho_r} + \frac{\sigma_{жс}}{r(\rho_{жс} + \rho_r)} \right]^{1/2} \quad (4.12)$$

Данное уравнение описывает экспериментальные данные на всем диапазоне изменения размеров пузырей, кроме области $2r \leq 1,5$ мм, которая не представляет практического интереса для металлургии [12].

Для жидкого металла $p_r \ll p_{жс}$ и формула имеет вид:

$$\omega = \left(gr + \frac{\sigma_{жс}}{r\rho_{жс}} \right)^{1/2}. \quad (4.13)$$

Когда $2r = 7-8$ мм для жидкой стали ω проходит через минимум, в его окрестности она слабо зависит от r . Для больших пузырей из (4.13) следует:

$$\omega = (gr)^{1/2}. \quad (4.14)$$

Гипотеза, о том, что на скорость подъема пузырей влияют ПАВ и чистота жидкости [76] подтверждается работой [77].

Формулы, которые были получены теоретическим путем в [9] для чистых жидкостей, которые описывают скорости подъема сферических пузырей разного размера, на практике практически не применяются, т.к. в реальных жидкостях всегда присутствуют поверхностно-активные вещества. Формулы (4.7)-(4.9) получены экспериментальным путем, либо хорошо согласуются с экспериментом, а их практическая полезность в связи с этим несомненна.

Понижение скорости всплывания пузырей под влиянием ПАВ приводит к уменьшению числа Re , а также снижению степени турбулизации жидкости. Однако, наличие поверхностно-активных веществ в жидкости повышает степень диспергирования в ней газа. Из этого следует, что поверхностные явления

существенно влияют на гидродинамические условия и тепломассоперенос в жидкости.

Газовые частицы при подъеме в жидкости могут иметь разную форму. При деформации пузырей силой стабилизации является поверхностное натяжение, которое стремится свести величину поверхности пузырей к минимуму. Авторы работ [12, 78] утверждают, что степень деформации пузыря рассчитывается из числа Вебера:

$$We = \frac{2r\rho_c\omega^2}{\sigma_{ж}}, \quad (4.15)$$

но не только размером пузыря. Если $We < 2$, то форма пузыря похожа на сферу. Иначе она отклоняется от сферы и становится похожей на сплюснутый сфероид, который может вырождаться в диск [73].

В работе [79] говорится о том, что закономерности движения пузырей и капель могут быть описаны одними и теми же безразмерными соотношениями.

При движении группы пузырей, взаимодействие между ними происходит по ряду причин [80-84]:

1. При сближении пузырей вследствие относительного движения жидкости между ними.
2. При захвате движущимся пузырем в свою кильватерную зону других газовых частиц.
3. При изменяющемся давлении пузырей в жидкости.

От расстояния между частицами и их размера зависит влияние частиц друг на друга [85]. Существует предел расстояния между пузырями, а при его превышении движение пузырей можно рассматривать как свободное. Для частиц диаметром 10,5; 6,0; 4,2 мм эти расстояния равны 92; 76; 53,7 мм [85].

При продувке жидкого металла аргоном через пористые элементы днища рафинировочной емкости с повышением интенсивности продувки увеличивается количество пузырей, но это происходит неравномерно. По наблюдениям на

холодной модели, наряду с одинаковыми по размеру частицами появляются более крупные и происходит их слияние. Это приводит к тому, что величина количества пузырей при увеличении интенсивности продувки не превышает критическое [8].

Режим бывает пузырьковым, струйно-пузырьковым и струйным [86, 87]. Истечение газа происходит в пузырьковом режиме при значении критерия:

$$\omega_0^{(2)} / \sqrt[4]{\sigma g / \gamma} < 0,6, \quad (4.16)$$

где $\omega_0^{(2)}$ - скорость газа, относящаяся к единице площади поперечного сечения ковша, м/с;

σ - коэффициент поверхностного натяжения металла, кгс/м;

γ - его плотность, кг/м³.

М.Я. Меджибожский [88] исходит из равенства сил поверхностного натяжения и подъемной силы при расчете начального размера пузыря в момент отрыва от поры:

$$r_0 = (3r_n \sigma / 2g\rho)^{1/2}, \quad (4.17)$$

где r_0 - начальный радиус пузыря,

r_n - радиус поры;

σ - поверхностное натяжение металла;

ρ - его плотность.

Смирнов Н.И. и Полюта С.Е., исследуя пузырьковый режим истечения аргона в металл, рекомендовали формулу для размера пузыря, который образуется в момент схода с пористой пробки [89]:

$$\frac{d}{D} = 1,82 - 200 \left(\frac{\rho_{\leq}}{\rho_{жс} - \rho_r} \right)^{0,96} \cdot We^{*0,36}, \quad (4.18)$$

где D - диаметр поры, м;
 d - диаметр пузыря, м;
 σ - поверхностное натяжение металла, кгс /м;
 g - ускорение силы тяжести, м/с²;
 We^* - критерий Вебера:

$$We^* = \frac{\sigma}{D^2 \rho g}. \quad (4.19)$$

Формула (4.18) получена на базе обработки экспериментальных данных.

Была выявлена зависимость начального размера пузыря от расхода газа через капилляр. М. Сано, предложил следующую полуэмпирическую зависимость рассмотрев зарождение пузыря на одиночном сопле [90]:

$$d = \left[(6\sigma d_n / \rho_c g)^2 + 0,0242 (v_z^2 \cdot d_n)^{0,867} \right]^{1/6}, \quad (4.20)$$

где d, d_n - диаметры пузыря аргона и сопла;
 v_z - интенсивность продувки аргоном.

В работе [7] установлено, что время набора скорости пузырем аргона в жидком металле невелико и составляет 0,1 с. Достигается скорость 0,283 м/с. Затем пузырь всплывает ускоренно с переменным ускорением от 0,004 до 0,01 м/с² и достигает скорости 0,325 м/с. Результаты, согласуются с формулой Франк-Каменецкого и получены для капилляра 0,0005 м и высоты столба металла, равного 2 м. По данным этих авторов, время всплытия газовых частиц в железоуглеродистом расплаве высотой 2 м при продувке через капилляр 0.0005 м составляет 6 с. Это согласуется с результатами холодного моделирования, а также на порядок меньше, чем при расчетах по формулам Стокса и Рыбчинского-Адамара.

Нагрев аргона после схода пузыря с поры происходит практически

мгновенно. По данным работы [91] при скорости подъема частицы аргона 0,25 м/с нагрев газа до температуры металла происходит на высоте 0,0124 м.

Мгновенно выполняется термическое расширение пузырькового газа в момент его отрыва от поры. Авторы [92] объясняют это тем, что в случае использования аргона, который не ассимилирован расплавом, передача тепла осуществляется за счет конвективного переноса.

Во время подъема пузыря аргона в жидком металле его размер возрастает вследствие падения давления в соответствии с уравнением изотермы [7]:

$$pv = \text{const.} \quad (4.21)$$

Уравнение (4.20) выполняется для постоянной массы газа в пузыре. Последнее можно считать выполненным, когда масса подведенного к пузырю растворенного в металле газа мала в сравнении с имеющейся в пузыре массы аргона. Предполагается, что испарения металла внутрь пузырей не происходит, а давление в частице однородно, а это выполняется в случае, когда скорость движения газового объема намного меньше скорости звука в пузырьковом газе [93, 94].

При продувке металла аргоном наблюдается подъем ее уровня. Введя критерии Архимеда и Вебера:

$$Ar = v_z^{*2} \rho_z / (g H_0 \rho_c), \quad (4.22)$$

$$We = \sigma_c / (g H_0^2 \rho_c), \quad (4.23)$$

авторы работы [88] получили в соответствии с обработкой экспериментальных данных следующую безразмерную зависимость:

$$\frac{\Delta H}{H_0} = 0,61 (Ar / We)^{0.35}, \quad (4.24)$$

где ΔH - подъем уровня расплава, м;

H_0 - начальная высота уровня жидкости, м;

$\rho_g, \rho_{ж}$ - плотности газа и жидкости, кг/м³

v_g^* - удельный расход аргона, м³/(м²/с).

Чтобы произошел отрыв пузыря аргона от поры должна быть совершена работа преодоления сил атмосферного и гидростатического давлений, поверхностного натяжения ($2\sigma/r$), силы сопротивления системы аргонопровода (δ_1 , кгс/см²) а также силы сопротивления пористой вставки (δ_2 , кгс/см) [7]. Для стабильности продувки авторы работы рекомендуют иметь в наличии некоторый избыток давления аргона ($\delta_3=0.10-0.15$ кгс/см²). Для того, чтобы газ продавливался через поры минимальное давление в аргонопроводе должно удовлетворять следующему условию:

$$P = P_{atm} + \gamma_m h_m + \gamma_w h_w + 2\sigma / r + \delta_1 + \delta_2 + \delta_3. \quad (4.25)$$

Уравнение (4.25) определяет условие устойчивости продувки жидкого металла газами.

Очищение жидкого металла от газов продувкой аргоном через пористые элементы в днище ковша обуславливается тепломассопереносом растворенных в металле газов к поверхности движущихся пузырей, а реакции, протекающие на этих поверхностях, являются гетерогенными. В работе [9] выделяют следующие стадии процесса тепломассопереноса:

1. Подвод газов к зоне реакции, в которой сталкиваются частицы реагирующих веществ.
2. Химическая реакция, в результате которого частицы исходных веществ превращаются в частицы продуктов реакции.
3. Отвод этих продуктов реакции из зоны реакции.

Постоянная скорости химической реакции в соответствии с уравнением Аррениуса равна:

$$K = K_0 e^{-E/RT}, \quad (4.26)$$

где E - энергия активации, Дж/моль;

R - универсальная газовая постоянная, Дж/(моль·К),

T - абсолютная температура, К.

Считают, что при $E \geq 400$, а по данным Ричардсона, при $E \geq 1000$, процесс находится в кинетической области и лимитируется скоростью химической реакции; $E \leq 150$ - в диффузионной; $150 < E < 400$ - в промежуточной области. Эффективность диффузионного процесса определяется гидродинамическим фактором [9]. Общий процесс диффузии, т.е. конвективная диффузия вещества в жидкости, обусловлен двумя разными механизмами.

1. При наличии разности концентраций в неподвижном расплаве, при этом возникает молекулярная диффузия.

2. Частицы газа, растворенного в жидкости, вовлекаются жидкостью в процессе ее движения и переносятся вместе с ней.

Выражение конвективной диффузии вещества, растворенного в расплаве, имеет вид:

$$\frac{\partial c}{\partial \tau} + (v, \Delta)c = D \nabla^2 c + Q_0, \quad (4.27)$$

где c - концентрация этого вещества;

τ - время;

v - вектор скорости расплава;

D - коэффициент диффузии;

Q_0 - мощность источника.

Выражение (4.27) относится к несжимаемой к жидкому металлу. Это

уравнение охватывает широкий класс задач. Для выделения конкретной задачи из класса проводят постановку краевых (начальных и граничных) условий.

Коэффициент диффузии D зависит от концентрации вещества, а также от температуры. Если его концентрация мала, то значение D считают не зависящим от концентрации. Характерная особенность расплава, при весьма малых ее скоростях, когда перенос вещества конвекцией преобладает над его переносом при помощи молекулярной диффузии [9].

Число частиц, реагирующих в единицу времени на поверхности реакции, в стационарных условиях, равно числу частиц, подведенных к этой поверхности:

$$-D \left(\frac{\partial c}{\partial n} \right)_z = K c_z^m, \quad (4.28)$$

где K - константа скорости реакции;

m - порядок реакции;

" z " - индекс, отнесенный к поверхности реакции.

Основываясь на современные представления [12], в каждой фазе различают две области: ядро и пограничный слой, который прилегает к поверхности раздела фаз. Перенос вещества в основном объеме - ядре, где имеет место турбулентный режим течения, происходит преимущественно турбулентной диффузией; где коэффициент турбулентной диффузии намного больше коэффициента молекулярной диффузии. Существующие турбулентные пульсации в ядре потока приводят к поддержанию постоянства концентрации переносимого в нем вещества. Турбулентные пульсации постепенно затухают в области турбулентного пограничного слоя. На данном этапе молекулярная вязкость и диффузия еще не играют заметной роли, а количество движения и вещества переносятся турбулентными пульсациями. С приближением к поверхности раздела фаз, имеет место область вязкого подслоя, в котором эти пульсации становятся настолько малыми, что количество движения, переносимое молекулярной вязкостью, превосходит над турбулентным механизмом. Они переносят больше вещества, чем в условиях молекулярной диффузии. В глубине вязкого подслоя, в области диффузионного пограничного слоя, молекулярный механизм диффузии начинает

преобладать над турбулентным.

От скорости течения потока жидкости и природы диффундирующего вещества зависит также толщина диффузионного пограничного слоя. Она непостоянна в различных точках реакционной поверхности. Исходя из методов определения толщины диффузионных пограничных слоев (теоретического, экспериментального и холодного моделирования) предпочтение отдается комплексному методу, который основан на сочетании этих методов.

При введении в систему поверхностно-активных веществ СПАВ, которые вследствие адсорбции на поверхности уменьшают коэффициент поверхностного натяжения жидкости, вызывает снижение скорости массопереноса [12]. Механизмы влияния ПАВ на массоперенос, могут быть следующими:

1. Адсорбированные молекулы экранируют поверхность и снижают площадь активной границы раздела фаз. Изменение коэффициента поверхностного натяжения находится из формулы:

$$\Delta\sigma = \frac{RT}{A_0} [0,1 \ln(1 - A_0 \cdot \partial) - 0,9 A_0], \quad (4.29)$$

где R - универсальная газовая постоянная;

T - абсолютная температура;

A_0 - эффективная площадь поперечного сечения адсорбированных молекул;

∂ - величина адсорбции, рассчитываемая по уравнению Гиббса (4.30).

$$\partial = - \frac{c}{RT} \frac{\partial \sigma}{\partial c}, \quad (4.30)$$

где c - концентрация ПАВ в жидкости.

Уравнение (4.29) согласуется с экспериментальными данными и дает величину изменения σ в зависимости от степени блокирования свободной поверхности частицами ПАВ.

2. ПАВ, адсорбируясь на поверхности раздела, увеличивают ее жесткость, а это, в свою очередь, уменьшает вероятность проникновения турбулентных пульсаций к межфазной границе и приводит к уменьшению скорости тепломассопереноса.

3. Поверхностно-активные компоненты расплава обладают разной активностью. Будучи адсорбированными на границе раздела фаз, они очередь могут, следуя гипотезе Хайчинсона, адсорбировать другие компоненты. Это увеличивает их блокирующее воздействие и уменьшает скорость тепломассопереноса.

Также существует возможность сноса поверхностно-активных веществ с пузырьковой поверхности в объем металла [9], а это уменьшает их отрицательное воздействие на тепломассоперенос.

Замечание автора [95] С.И. Сапиро о том, что решающее влияние на тепломассоперенос оказывают именно поверхностные характеристики системы справедливо. Имеют место процессы, осуществляемые на основе объемной химической термодинамики ($\Delta G < 0$), но они, не протекают, т.к. невозможны на основе термодинамики поверхностных явлений.

Процессы адсорбции и диффузии иногда накладываются друг на друга, определяя скорость тепломассопереноса.

Вопрос о скорости растворения пузыря аргона, поднимающегося в жидкости, впервые был рассмотрен Хигби. Согласно его теории, при тепломассообмене в системе «пузырь - жидкость» время взаимного контакта фаз принимается равным времени подъема пузыря на высоту, равную его диаметру, что дает [12]:

$$\beta = \sqrt{\frac{2D\omega}{\pi r}}, \quad (4.31)$$

где β - коэффициент массоотдачи.

Уравнение (4.31) показывает, что коэффициент массоотдачи зависит от размера пузыря, скорости его подъема в жидкости, а также коэффициента

диффузии газа.

Теория Хигби включает существенный недостаток: она не учитывает гидродинамические условия, в которых протекает процесс тепломассообмена.

Теория диффузионного пограничного слоя учитывает гидродинамические условия и их влияние на процесс массопереноса. Однако, эта теория разработана недостаточно применительно к границе «газ - жидкость».

Безотрывным является режим обтекания пузырей жидкостью в области малых и переходных чисел Re . В области умеренных чисел Re подавляющая часть площади пузырей занята безотрывным течением, кроме малого объема в кормовой части пузырей, в которой имеется область турбулентности.

В.Г. Левичем [9] высказал гипотезу, что в случае больших чисел Re режим обтекания газовых пузырей жидкостью мало отличается от безотрывного. Это было экспериментально подтверждено работой [96], которая, обращая внимание на трудность непосредственного определения величины диффузионного потока газа через поверхность пузыря, исследовала зависимость объема пузыря от пройденного им пути.

В.Г. Левич рассматривал вопрос о растворении труднорастворимых газов, скорость которого лимитируется диффузионным отводом растворяющегося вещества от поверхности пузыря в объем жидкости, получил зависимость:

$$J = 8\sqrt{\frac{\pi}{2}} \left(\frac{D\omega}{r} \right)^{1/2} \cdot r \cdot (c_n - c), \quad (4.32)$$

которая применима и для случая дегазации жидкости через поверхность всплывающих пузырей.

Здесь:

J - полный диффузионный поток;

c_n, c - концентрации вещества на поверхности пузыря и в объеме жидкости;

D - коэффициент диффузии;

r - радиус пузыря;

ω - скорость его подъема в жидкости.

В безразмерном виде уравнение принимает вид [12]:

$$Nu_D = \sqrt{\frac{\pi}{2}} \cdot Re^{1/2} Pr^{1/2}. \quad (4.33)$$

Формулы (4.32)-(4.33) получены для умеренных чисел Re при допущениях:

1. Пузырь обладает сферической формой.
2. Поле скоростей совпадает с профилем скоростей идеальной жидкости.
3. На поверхности пузыря отсутствуют ПАВ.

В работе [12] в качестве ω рекомендуются в формуле (4.32) использовать выражение (4.12).

Можно отметить [12], что уравнение (4.32) дает одинаковое с теорией Хигби значение для величины коэффициента массоотдачи, а в области умеренных чисел Re теория диффузионного пограничного слоя и теория Хигби приходят к одинаковому результату.

При малых числах Re коэффициент массоотдачи в жидкой фазе составит:

$$\beta_c = \sqrt{\frac{2\omega D}{3\pi r(1 + \mu_c / \mu_c)}}, \quad (4.34)$$

что в 1.7 раза меньше расчетов по формуле Хигби.

Для больших значений Рейнольдса в соответствии с [9] получим:

$$J / 4\pi r^2 \cong r^{1/4}. \quad (4.35)$$

Зависимость удельного потока массы от размера пузыря согласуется с экспериментальными данными.

Авторы работы [97], писали о том, что интенсивность тепло массопереноса при барботаже определяется преимущественно развитием межфазной поверхности, а именно увеличением числа пузырей в системе, и лишь в небольшой

степени интенсифицируется за счет турбулизации жидкости. Перенос вещества определяется течением жидкости в окрестности пузырей и слабо зависит от степени турбулизации жидкости в объёме ванны. Закономерности, полученные для одиночных пузырей тепломассопереноса, остаются в силе и при массовом барботаже ванны газовыми пузырями.

Диффузионный поток на поверхность газовых частиц также зависит от времени пребывания пузыря в жидкости, это связано с адсорбцией ПАВ и условиями обтекания пузырей [98], а также со степенью насыщения пузырей удаляемым из расплава газом.

На рис. 4.1 изображен график зависимости эффективности конвективной диффузии атомов азота в расплаве железа, степени деазотации, в функции интенсивности продувки во время выпуска металла из печи в ковш и при различных значениях диаметра d_n пор продувочного устройства.

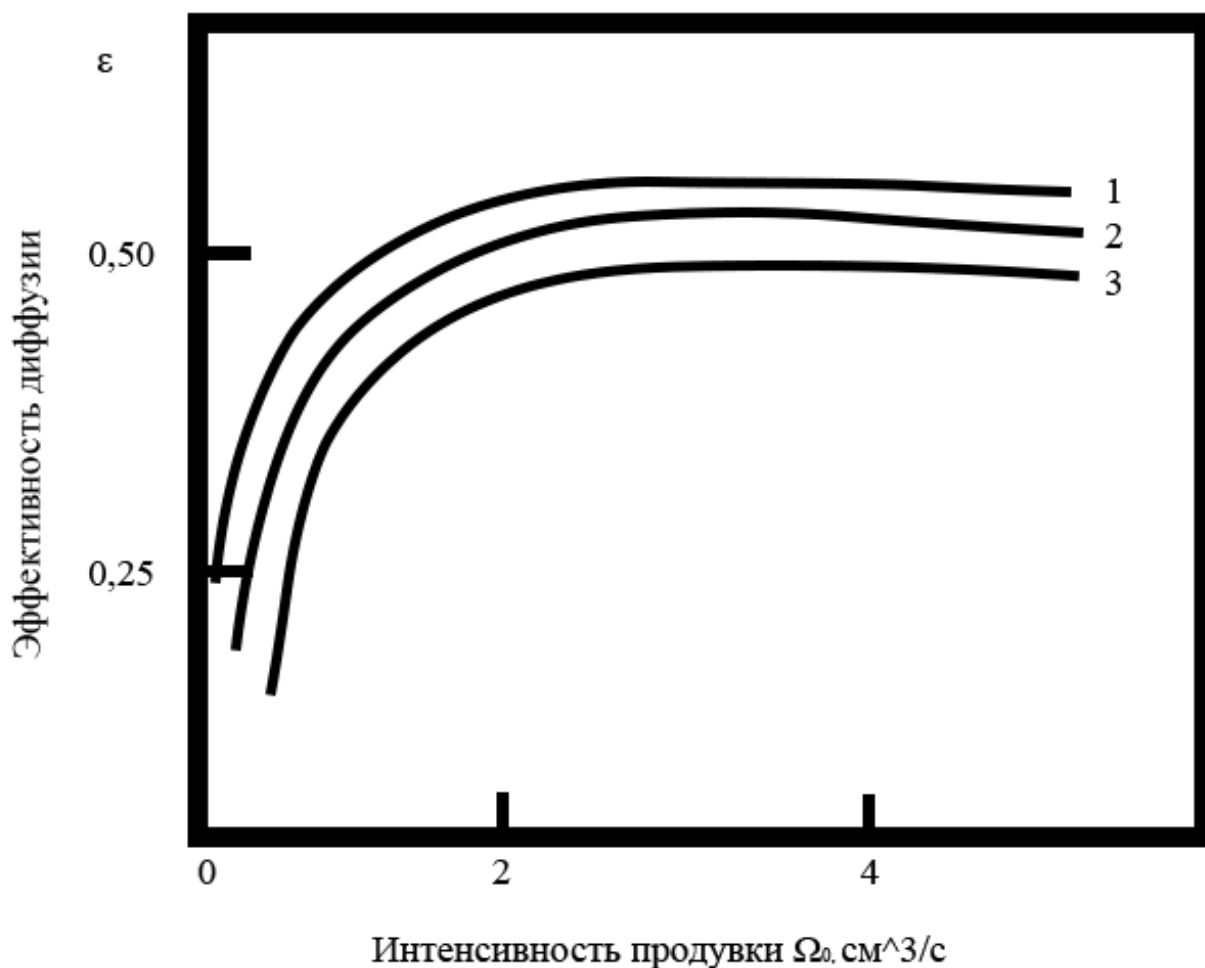


Рис. 4.1. Зависимость эффективности ε конвективной диффузии атомов азота в расплаве железа, степени его дегазации, в функции интенсивности Ω_0 продувки аргоном на единичную пору в конце выпуска металла из плавильной печи в ковш

1 – $d_n = 0,6$ мм; 2 – $d_n = 0,8$ мм; 3 – $d_n = 1,0$ мм;

$[S] = 0,03$ %; $D_N = 0,9 \cdot 10^{-4}$ см²/с.

Как можно понять из этого графика: при увеличении единичной и общей интенсивности продувки эффективность ε возрастает в связи с увеличением количества пузырей аргона, которые внедряются в жидкую ванну в единицу времени. Можно отметить, что при некотором оптимальном значении $\Omega_0 = \Omega_{opt}$ величина ε достигает своего максимального значения, дальнейший рост этой величины прекращается. Оптимальное значение Ω_{opt} связано с наличием обратной тенденции увеличению площади поверхности контакта «аргон-металл» при росте

Ω_0 , т.е. снижению времени контакта пузырей аргона с жидкой ванной, вследствие чего рафинирующая способность каждого из пузырей уменьшается. Поэтому режим продувки при $\Omega_0 = \Omega_{opt}$ является энергоресурсосберегающим, а зависимость $\varepsilon(d_n)$ является убывающей, потому что при снижении диаметра пор продувочного устройства при неизменном значении $\Omega_0 = \Omega_{opt}$ площадь поверхности контакта «аргон-металл» возрастает. В результате исследований, массовый расход аргона для обеспечения Ω_{opt} снижается с уменьшением d_n .

Количество пор единичной пробки, обеспечивающих заданную общую интенсивность продувки $\Omega_{общ}$ определяем из выражения:

$$N_n = \Omega_{общ} / (2 \times \Omega_0).$$

Например, по данным Енакиевского металлургического завода $\Omega_{общ} = 35 \text{ м}^3/\text{ч}$, то $N_n = \frac{35 \cdot 10^6 \text{ см}^3}{3600 \text{ с} \cdot 3 \text{ см}^3 / \text{с} \cdot 2} \approx 1,5 \times 10^3$.

Предельная интенсивность продувки, которая обеспечит переход из пузырькового в струйный режим продувки для единичной поры диаметром 0,6 мм по данным В.М. Шевелева составляет $7 \text{ см}^3/\text{с}$. При диаметре пробки этого завода $d = 15 \text{ см}$ каждая пора размещается в среднем на площади $\pi d^2 / (4 \cdot N_n) \approx 0,15 \text{ см}^2 = 15 \text{ мм}^2$.

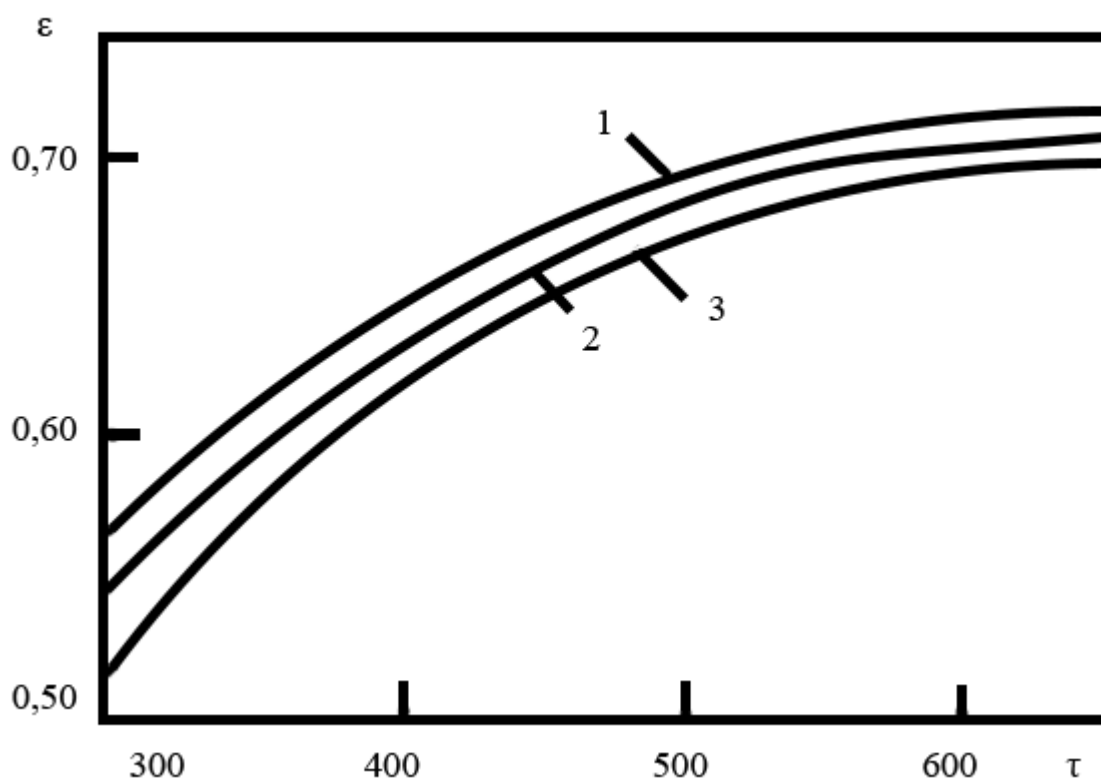


Рис. 4.2. Зависимость эффективности конвективной диффузии азота в расплаве железа от времени продувки и после заполнения ковша расплавом:

$$\begin{array}{l|l}
 1 - [S] = 0,025 \% & \tau_6 = 300 \text{ с;} \\
 2 - [S] = 0,030 \% & \Omega_o = 3 \text{ см}^3/\text{с;} \\
 3 - [S] = 0,035 \% & d_n = 0,6 \text{ мм.}
 \end{array}$$

На рис. 4.2 представлен график зависимости ε от длительности продувки и после наполнения ковша расплавом. Из графика можно сделать вывод, что продувка жидкой ванны с оптимальной интенсивностью в этот период не так эффективна, а рост ε менее значителен. Это связано со снижением интенсивности перемешивания металла в данный период по причине прекращения воздействия на расплав струи металла, падающей из плавильной печи в ковш.

Вместе с этим в данный период достигается дальнейшее увеличение ε .

В диссертационной работе исследована адекватность разработанной компьютерной модели, а также подтверждена путём сравнения полученных

результатов моделирования с данными лабораторных исследований японских авторов. На рис. 4.3 приведены данные лабораторных исследований (кривая 1) М. Kazumi и др., на кривой 2 представлены результаты расчета, полученные с помощью разработанной математической модели, а на кривой 3 – данные компьютерного моделирования процесса деазотации в условиях пренебрежения наличием в расплаве поверхностно-активных серы и кислорода.

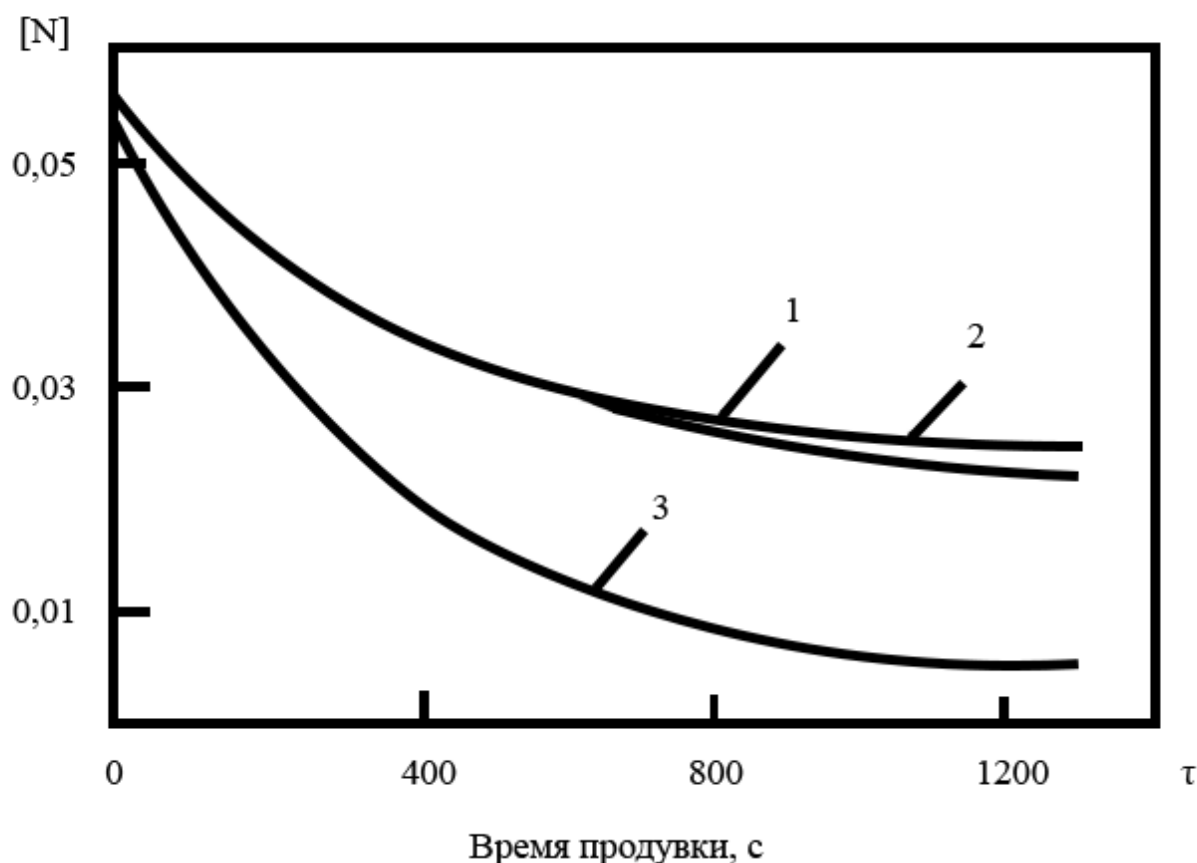


Рис. 4.3. Зависимость концентрации азота в расплаве железа от времени продувки
 $H = 5,4$ см; $d_n = 0,1$ см; $\Omega_0 = 1,43$ см³/с; $M = 376$ г; $[S] = 0,052$ %; $[O] = 0,028$ %;
 $[C] = 0,0$ %.

При сравнении кривых лабораторных (1) и расчётных (2) результатов говорит об их высоком согласовании. Поведение кривых идентично, а расхождение в количественном отношении не превышает $\sim 3\%$ и объясняется известным отклонением системы «железо-азот» от состояния термодинамического равновесия, которое положено в основу разработки компьютерной модели.

Снижение интенсивности продувки до уровня Ω_{opt} позволит экономить дорогостоящий аргон.

4.2. Снижение расхода аргона – экономия энергоресурсов воздуходелительной установки (ВРУ) по его получению.

Рассмотренный вид энергоресурсосбережения сводится к экономии ресурсов теплоэнергетической воздуходелительной установки по получению аргона, который получают параллельно с кислородом из атмосферного воздуха путём его глубокого охлаждения и перевода в жидкое состояние.

Известно, что наиболее востребованным видом ВРУ является ВРУ низкого давления.

С помощью ВРУ низкого давления получают свыше 90 % продуктов разделения воздуха, потребляемых такими отраслями промышленности, как металлургия. Построить ВРУ низкого давления долгое время не удавалось, несмотря на успешное применение турбодетандеров активного типа с КПД 55 – 60 % (установки фирмы «Linde»), т.к. не хватало холодопроизводительности. Установки работали по циклу двух давлений с аммиачным охлаждением. Для работы таких ВРУ были нужны громоздкие поршневые компрессоры, детандеры, а также системы химической очистки воздуха от двуокиси углерода, что в свою очередь ограничивало производительность установок. О создании ВРУ низкого давления впервые заговорил академик П.Л. Капица. Коллективом специалистов под его руководством были построены и испытаны первые в мировой практике ВРУ низкого давления на основе применения эффективного реактивного турбодетандера с адиабатным КПД около 80 %, такие как ТК-200 и ТК-2000. В настоящее время принципы создания установок низкого давления, разработанные в России, используют все крупнейшие фирмы при проектировании мощных ВРУ [99-101].

В дальнейшем: К - кислород технический; Кт - кислород технологический; Кж - кислород жидкий; А - азот; Аж - азот жидкий; Ад - азот под давлением; Ар - аргон газообразный; Арж - аргон жидкий.

Классификация ВРУ:

1. С технологическим и холодильным циклами, объединёнными между собой:

а) ВРУ низкого давления (0,6-0,9 МПа) с расходом перерабатываемого воздуха от 1500 до 360000 м³/ч (используются для получения, газообразных продуктов);

б) ВРУ среднего давления с установками двух подклассов: с малым и средним расходом (до 3000 м³/ч) воздуха, рабочим давлением – 5-7 МПа на базе поршневых компрессоров (используются для получения продуктов высокого давления или жидких);

в) со средним и большим расходом (более 6000 м³/ч) воздуха, рабочим давлением – 3-4 МПа на базе центробежных компрессоров (используются для получения жидких продуктов).

2. С разъединенными технологическим и холодильным циклами:

а) ВРУ двух давлений (0,6 МПа – в цикле разделения, 3-4 МПа – в цикле холодообразования). Используются для получения жидких продуктов и включают установки двух подклассов: специальные и комплексы, которые состоят из ВРУ низкого давления и ожижителя азота (ОА) среднего давления;

б) ВРУ с внешним охлаждением с криогенными газовыми машинами (КГМ). Данные ВРУ используют холод сжиженного природного газа, с циркуляционными циклами на смесях разных хладагентов. Особенность нескольких этих установок – возможность организации технологического процесса без сжатия воздуха. Использование холодного сжиженного природного газа позволяет существенно сэкономить энергию.

Установки технологического кислорода широко применяются в цветной и черной металлургии. Одна из крупнейших в мире ВРУ Кт-70, которая была построена в конце 70-х годов, предназначена для получения технологического

95%-кислорода, имеет производительность 70000 м³/ч. После структурной перестройки металлургической отрасли удельный вес ВРУ этого типа уменьшился. Одна из основных особенностей ВРУ технологического кислорода – наличие резерва холодопроизводительности при высокой степени извлечения кислорода, в связи с этим, ее эффективность может быть повышена путем получения части продуктов в жидком виде. Однако, для этого необходимо разрабатывать металлургические технологии, в которых будут востребованы жидкие продукты разделения воздуха. Это новый подход для технологов – металлургов.

ВРУ технического кислорода применяются в металлургической промышленности. Обеспечивают кислородом и аргоном сталеплавильное производство, а азотом – сталепрокатное. Современные ВРУ такого типа – установки комплексного извлечения особо чистых продуктов, таких как кислород, азот и аргон. Для крупных ВРУ технического кислорода оптимальным является получение некоторых продуктов в жидком виде. ВРУ низкого давления типа АКАр показана на рис. 4.4.

Схемные решения, такие как очистка воздуха на молекулярных ситах, использование энергии детандирования для повышения рабочего давления воздуха (детандерного потока), очистка аргона от кислорода низкотемпературной ректификацией, а также эффективные конструкции оборудования такие как: многовальные центробежные компрессоры для сжатия воздуха, скрубберы оросительного типа для охлаждения горячего воздуха поступающего из компрессора, одно- и двухслойные адсорберы блоков комплексной очистки воздуха(использующие укороченный рабочий цикл), минимальным гидравлическим сопротивлением и умеренной температурой регенерации, крупногабаритные ПРТ, ректификационные колонны с регулярной насадкой (имеют гидравлическое сопротивление в 5–7 раз меньше эквивалентных по разделительной способности колонн с ситчатыми барботажными тарелками), турбодетандерно-компрессорные агрегаты с эффективностью адиабатного расширения 87 % и более, позволяют повысить степень извлечения кислорода (от

98 % и выше) и аргона (от 80 % и выше), снизить более чем на 20 % энергоемкость установок, а также их массу.

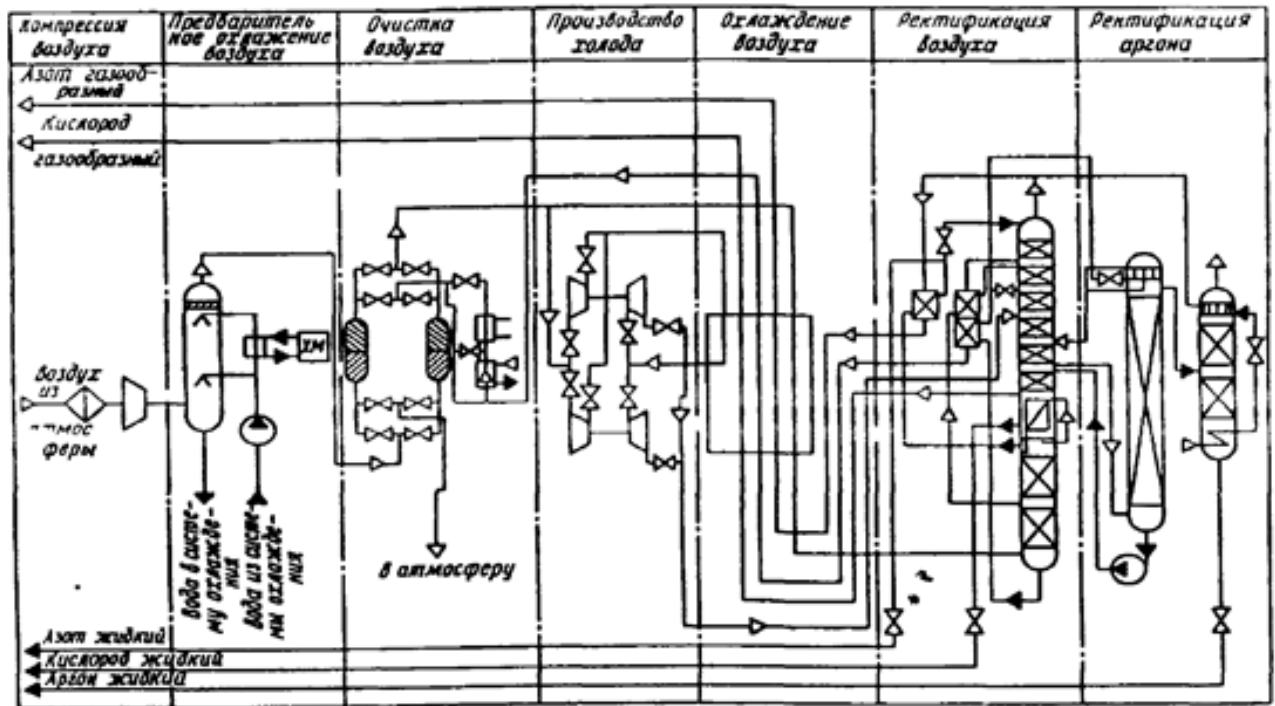


Рис. 4.4. Принципиальная технологическая схема ВРУ низкого давления типа АКАр

На рис.4.5 представлено сопоставление ВРУ разных поколений по удельному расходу электроэнергии. Снижение удельного расхода энергии на $0,1 \text{ кВт} \cdot \text{ч}/\text{м}^3$, при внедрении ВРУ нового поколения даст экономию электроэнергии $1,0 \text{ млрд. кВт} \cdot \text{ч}/\text{год}$.

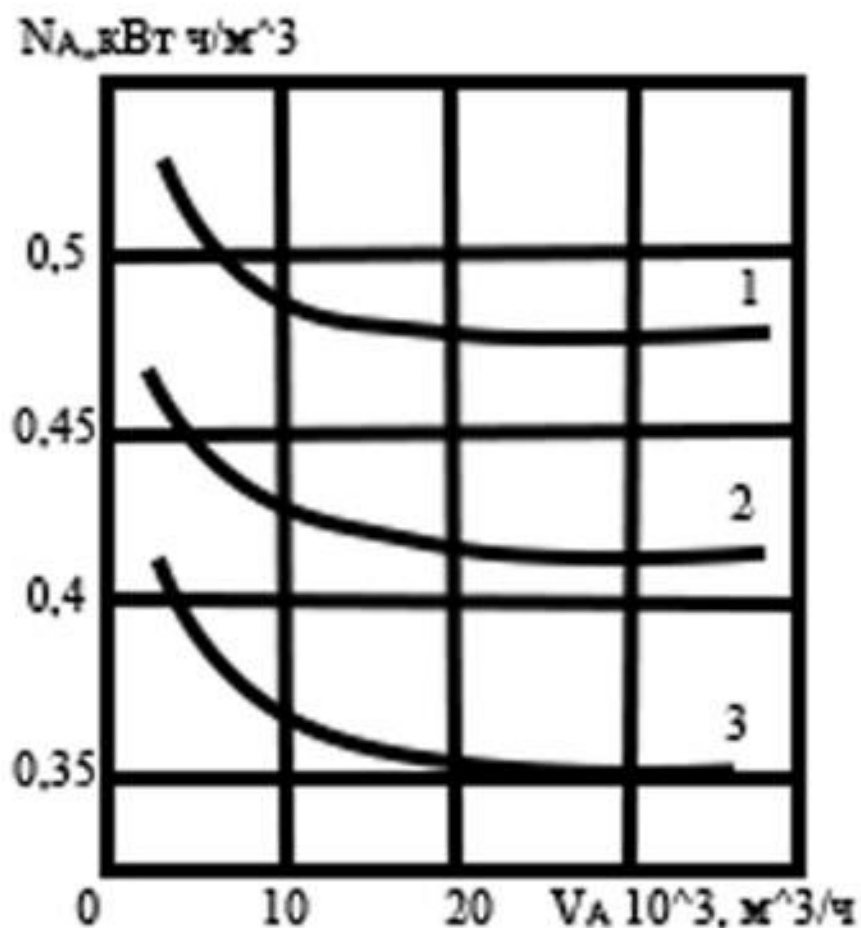


Рис. 4.5. Зависимость удельного расхода электроэнергии от производительности ВРУ низкого давления:

1 – ВРУ (выпуска до 1990 г.); 2 – ВРУ 1990-95 гг.; 3 – ВРУ нового поколения

Жидкостные ВРУ низкого давления ранее строили на основе циклов среднего и высокого давлений. По удельному расходу электроэнергии и удельной металлоемкости, жидкостные ВРУ низкого давления уступают ВРУ среднего и высокого давлений. В течение длительного времени в технике воздухоразделения наблюдается тенденция к понижению рабочего давления воздуха, до значений, которые могут быть обеспечены простыми надежными компрессорами винтового или центробежного типа. Проигрыш в расходе энергии компенсирует простота устройства ВРУ низкого давления и надежность в эксплуатации. Ведущие криогенные фирмы производят стандартные ВРУ низкого давления для

производства жидких продуктов, (достаточно крупные из них – до 3000 м³/ч жидких продуктов).

ВРУ среднего и высокого давлений используются для получения жидких и сжатых продуктов разделения воздуха. Однако, для получения жидких продуктов необходима компенсация затрат холодопроизводительности. Получение сжатых продуктов в ВРУ, используя насосы ожиженных газов, сопряжено с необходимостью компенсации возникающих дополнительных затрат холодопроизводительности. Чем выше давление сжатия, тем больше удельная холодопроизводительность ВРУ, а, следовательно, тем большая доля продукта может быть отведена в жидком состоянии.

С созданием турбодетандеров среднего и высокого давлений решены технические проблемы регенерации холода в этих установках. При производительности жидких продуктов 1000 кг/ч предпочтительнее средние давления, при этом для сжатия воздуха можно использовать центробежные компрессоры с конечным давлением 3-4 МПа. Преимущества центробежных компрессоров имеют решающее значение, в независимости от того, что удельная холодопроизводительность установки среднего давления меньше, чем у ВРУ высокого давления.

В начале 80-х годов по схеме цикла среднего давления воздуха (3 МПа) построена установка КЖАЖАрж-6 (кислород жидкий – 6000 кг/ч, азот жидкий – 1670 кг/ч, аргон жидкий – 290 кг/ч). Данная установка базируется на двух центробежных компрессорах типа К-390.

Установки могут быть построены с меньшей производительностью по жидким продуктам (500 м³/ч и менее) на базе поршневых компрессоров по схеме цикла среднего (до 7 МПа) или высокого (до 20 МПа) давления. Выбор ВРУ среднего, а не высокого давления оправдан упрощением конструкций аппаратов и машин, а также более высокой эксплуатационной надежностью ВРУ.

Современные жидкостные установки средней и большой производительности строят по схеме с циклом двух давлений (0,6 МПа – в

технологическом цикле разделения воздуха и 3-4 МПа – в холодопроизводящем цикле) на базе центробежных компрессоров.

В классе установок двух давлений выделяются три типа, по схемам построения холодопроизводящего цикла:

- с циркуляционным циклом на аргоне,
- с циркуляционным циклом на воздухе;
- с автономным ожижительным циклом (газовой холодильной машиной).

Для данного класса ВРУ характерна высокая степень унификации применяемого в них оборудования:

- в цикле разделения воздуха – ВРУ низкого давления,
- в холодопроизводящем цикле – ВРУ среднего давления и ожижители аргона.

К первым двум типам ВРУ двух давлений относятся жидкостные ВРУ, где технологический цикл разделения воздуха и холодопроизводящий цикл могут функционировать только вместе. Воздушный холодопроизводящий цикл упрощает схему, а также состав оборудования. Такой цикл целесообразно применять при получении жидкого кислорода, а жидкий аргон при этом может быть получен в незначительных количествах. При необходимости получения жидкого аргона в количествах, соизмеримых или превосходящих количество кислорода, установка строится с применением аргонного холодопроизводящего цикла.

ВРУ двух давлений третьего типа – это объединение двух установок (ВРУ низкого давления и ожижитель аргона - ОА), каждая из них может функционировать и самостоятельно. Данный тип ВРУ решает более простым способом проблему организации производства жидких продуктов на всех стадиях (проектирование, изготовление, монтаж, эксплуатация), но по расходу энергии на 10-15 % уступает специализированным жидкостным ВРУ. При отсутствии больших и стабильных потребностей в жидких кислороде и аргоне ВРУ низкого давления + ОА среднего давления является более предпочтительным.

ОАО «Криогенмаш» разработали специализированную ВРУ двух давлений типа КжАжАрж-1,5/1,5 производительностью около 3000 кг/ч жидких продуктов (1500 кг/ч кислорода, 1500 кг/ч азота, 70 кг/ч аргона) (см. рис. 4.6 а).

Некоторые ведущие криогенные фирмы выпускают установки двух давлений в циркуляционном цикле ($p_{нач} = 0,6$ МПа, $p_{нач} = 3 \dots 4$ МПа), которые являются продолжением диапазона давлений в технологическом цикле разделения воздуха ($p_{нач} = 0,1$ МПа, $p_{кон} = 0,6$ МПа).

Центробежный компрессор циркуляционного газа становится дожимающим (рис. 4.6, б). А расширение циркуляционного газа в турбодетандере осуществляется до близкого давления всасывания для дожимающего компрессора, т.е. 0,6 МПа. Выбор указанных значений двух давлений в схеме с дожимающим компрессором в циркуляционном цикле оправдывается тем, что машинное оборудование с меньшим отношением давлений более простое и надежное в эксплуатации.

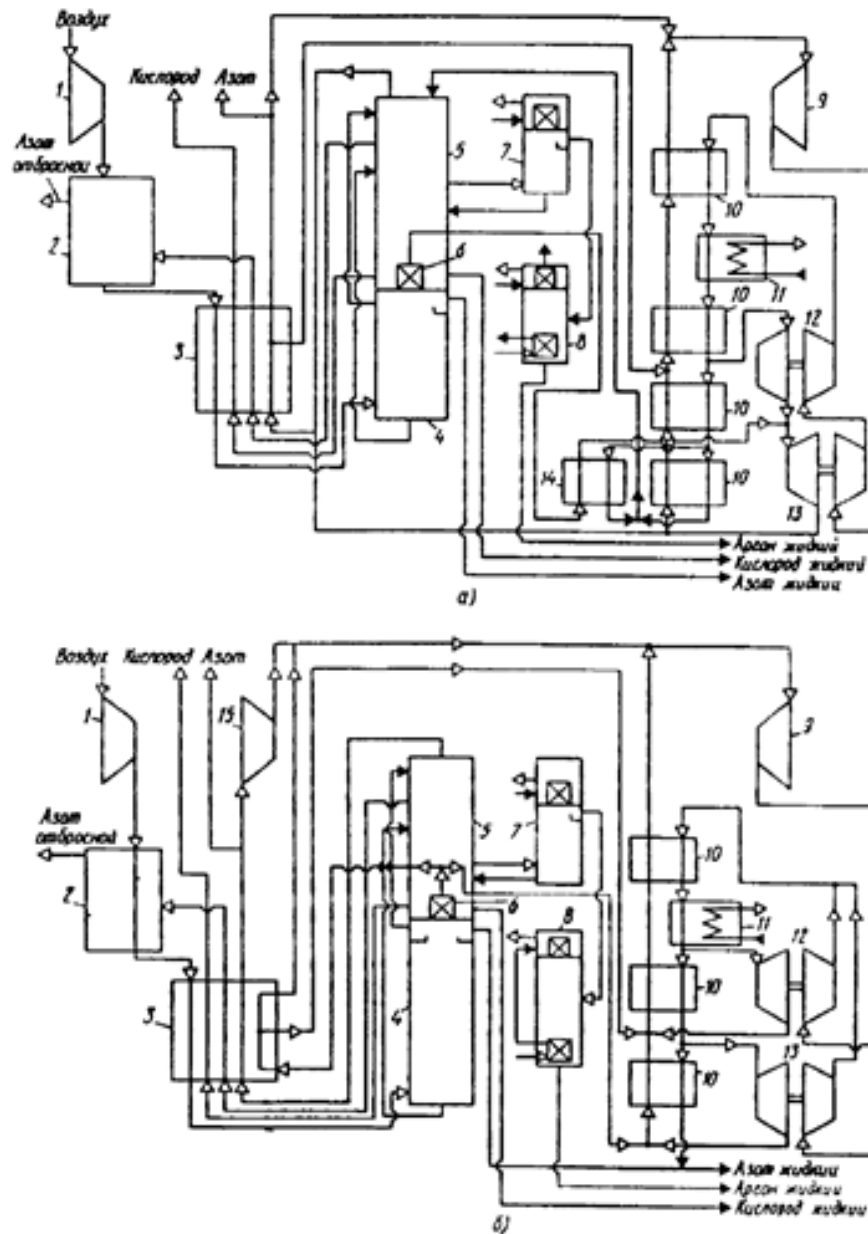


Рис. 4.6. Принципиальные технологические схемы ВРУ двух давлений с начальным P_n сжатия циркуляционного газа 0,1 МПа (а) и 0,6 МПа (б)

1–воздушный турбокомпрессор низкого давления; 2 –блок комплексной очистки воздуха; 3 – основной теплообменник; 4 и 5 – нижняя и верхняя ректификационные колонны; 6 –основной конденсатор; 7, 8–аргонные ректификационные колонны; 9–азотный циркуляционный компрессор; 10–блок теплообменников циркуляционного цикла; 11–теплообменник внешнего предварительного охлаждения; 12 и 13 – первая и вторая ступени турбодетандерно-компрессорного агрегата; 14–детандерный теплообменник; 15– азотный компрессор низкого давления

Рассмотрим одну из разновидностей воздухоразделительных установок – «Linde», используемую на Енакиевском металлургическом заводе.

Сжатый технологический воздух (**6 bar, +25 °C**) проходя систему азотно-водяного охлаждения (АВО), состоящую из азотного скруббера E2417 и воздушного скруббера E2416, направляется в блок комплексной очистки (БКО), состоящий из двух попеременно работающих адсорбера A2626A/B, которые заполнены цеолитом. Проходя через цеолит воздух очищается от водяных паров, углеводородов, а также частично от ацетиленов. Адсорберный блок циклично регенерируется отбросным азотом, который подогревается в E2617 за счёт перегретого пара.

Основная часть воздуха направляется в главные теплообменники E3117A/B; E3118; E3119A/B; E6124, там он охлаждается в противотоке с производственными газообразными продуктами до температуры сжижения (**≈ минус 173 °C**), затем он вдувается в нижнюю колонну T3211 в количестве **96300 Нм³/ч**. Часть воздуха (**41100 Нм³/ч**) отводится в конденсатор колонны сырого Kr-Xe T5111. Оттуда он стекает в нижнюю колонну. Из линии жидкого воздуха в количестве 50 Нм³/ч отдувается Ne+Ne+H₂ в куб колонны Ne-Ne T6111. А некоторая часть воздуха (**23000 Нм³/ч**) отбирается на поток к турбодетандеру. Воздух потока проходит через теплообменник E3429 и движется в один из бусторных компрессоров C3420A/B, там он сжимается до **9 bar**. После этого, разогретый в C3420A/B воздух охлаждается в т/о E3421 оборотной водой и в т/о E3429 до температуры **+30 °C**. Затем поступает в основные теплообменники E3117A/B; E3118; E3119A/B, откуда выводится из середины теплообменников, а затем поступает в турбодетандер X3471A/B, и там, за счёт расширения до 1,4 bar, охлаждается до **минус 173 °C**, а потом поступает в середину колонны (В.К.) T3212.

В нижней колонне T3211 воздух разделяется на азот и кубовую жидкость которая обогащена кислородом (**38%LOX**). Кубовая жидкость пройдя теплообменник-испаритель E4119 движется в конденсаторы E4116 колонны T4111 и E4118 колонны T4112. Газообразный азот из головы направляется в основной конденсатор E3226, там конденсируется в противотоке жидкого кислорода за счёт

разности давлений, а затем идёт на орошение нижней колонны Т3211. Из линии жидкого азота отдувается $\text{Ne}+\text{He}+\text{N}_2$ в количестве **550 $\text{Нм}^3/\text{ч}$** в куб колонны Ne-Ne Т6111. С головы нижней колонны Т3211 отбирается $200 \text{ Нм}^3/\text{ч}$ азота, проходящего главный теплообменник Е6424 и используемого в качестве регенерирующего газа для адсорберов жидкого кислорода А3327А/В, а также в качестве затворного продувочного газа. Из кармана верхней части Н.К отбирается жидкий азот для орошения в В.К., а также в конденсатор-дефлегматор Е6116 колонны Т6111. Предусмотрена возможность подачи жидкого азота потребителю. Из кармана нижней части Н.К. отбирается грязная азотная флегма (**19% LOX**) – **33000 $\text{Нм}^3/\text{ч}$** . **Флегма**, в свою очередь, пройдя переохладитель жидкости Е3316 идёт на орошение в В.К. Т3212.

От аргонной зоны верхней колонны Т3212 отбирается аргонная фракция составом **88% LOX** в количестве **30000 $\text{Нм}^3/\text{ч}$** в колонну сырого аргона Т4110 и Т4111. Там же продолжается обогащение аргонной фракции. Жидкость передаётся из куба Т4110 насосом Р4565 в В.К. в количестве **29000 $\text{Нм}^3/\text{ч}$** оценкой **93,22% LOX и 6,78% LAR**. Пары аргона из Т4110 выдуваются в низ колонны Т4111 в количестве **31700 $\text{Нм}^3/\text{ч}$** , после чего происходит окончательное отделение аргона от кислорода. Жидкость составом **99,91% LAR** подаётся на орошение колонны Т4110 **30800 $\text{Нм}^3/\text{ч}$** из куба колонны технического аргона Т4112 насосом Р4566. От головы колонны технического аргона Т4111 газообразный аргон направляется в конденсатор Е4116, а там он частично конденсируется за счёт испарения кубовой жидкости. Испарившаяся и оставшаяся в жидком состоянии жидкость возвращается в В.К. А несконденсированный аргон из Е4116 в количестве **1000 $\text{Нм}^3/\text{ч}$** поступает в колонну чистого аргона Т4112, а там происходит дополнительное очищение аргона от азота. Затем уже потребителю из куба колонны Т4112 подается жидкий аргон высокой чистоты.

Основные технические характеристики ВРУ «Linde».

Показатели:

1 Перерабатываемый воздух на входе в систему предварительного охлаждения:

- объемный расход, м³/час
- давление, МПа 0,54 – 0,6
- температура, °С, не более

2 Производительность ВРУ по отдельным продуктам разделения, а также их параметры при объемном расходе перерабатываемого воздуха:

2.1 Кислород газообразный низкого давления:

- объемная производительность, м³/час
- объемная доля кислорода, %, не менее 99,6
- объемная доля азота, %, не более 0,05
- давление на выходе из ВРУ, МПа (мм.вод.ст.) 0,02 (2000)

2.2 Азот газообразный:

- объемная производительность, м³/час
- объемная доля кислорода, %, не более 0,0005
- давление на выходе из ВРУ, МПа (мм.вод.ст.) 0,005 (500)

2.3 Кислород жидкий:

- объемная производительность, м³/час
- объемная доля кислорода, % 99,7
- давление, МПа 0,02 – 0,2

2.4 Азот жидкий:

- объемная производительность, м³/час;
- объемная доля кислорода, %, не более; 0,0005

- давление, МПа	0,4
-----------------	-----

2.5 Аргон жидкий:

- объемная производительность, м ³ /час	
- объемная доля аргона, %, не менее	99,995
- объемная доля кислорода, %, не более	0,0005
- объемная доля азота, %, не более	0,005
- объемная доля влаги, %, не более	0,0009
- давление, МПа	0,02 – 0,3

2.6 Криптоно-ксеноновый концентрат:

- объемная производительность, м ³ /час	
- объемная доля криптона и ксенона, %	0,35
- давление на выходе из ВРУ, МПа	0,005 – 0,01

2.7 Неоново-гелиевая смесь:

- объемная производительность, м ³ /час	
- объемная доля неона и гелия, %	
- давление на выходе из ВРУ, МПа	0,47

<u>3 Охлаждающая вода, м³/час</u>	320 (10)
--	----------

<u>4 Расход пара</u>	-
----------------------	---

- на период нагрева, кг/час	-
- в среднем за 24 часа, кг/час	-

<u>5 Электроэнергия</u>	-
-------------------------	---

- средний общий расход ($\pm 5\%$), кВт	-
---	---

Расчет основных теплофизических величин 3-зонного теплообменного аппарата E2617.

Все расчеты были рассчитаны в программе Microsoft Excel в соответствии со следующими исходными данными:

первый теплоноситель (пар)	второй теплоноситель (азот)	
D, кг/час		0,833333 D, кг/час
P, кгс/см ²		D, м ³ /час
P, МПа	1.471	P, мбар
t1, °C		P, Па
		t1, °C
r, КДж/кг	1949,14	t2, °C
Iпар, КДж/кг	2924,525	ρ, кг/м ³ 1,078
Iс, КДж/кг	2789,952	C КДж/кг 1,042
Сконд, КДж/кг*°C	4,196	
ts, °C	197,4	
t2, °C		

Зона (а) - участок охлаждения пара до состояния насыщения; зона (б)- фазовый переход (т.е. процесс конденсации); зона (в)- охлаждение конденсата.

Зона (а) (пер. пар): $Nu=0,332*Re^{0,5}*Pr^{0,33}$

Nu	Re	Pr	α Вт/м ² ·К
574,816	520651,11	0,650	895,79

Зона (а) (N2): $Nu=0,356*Re^{0,6}*e\phi$

Nu

10,84

Зона (б) (нас. пар): $Nu=0,021*Re^{0,8}*Pr^{0,33}$

λ Вт/м·К	ρ_s кг/м ³	μ Па·с	α Вт/м ² ·К
0,665	868,38	$136,5 \cdot 10^{-6}$	16069,82

Зона(б) (N2)

Nu

39,22

Зона(в) (конденсат): $Nu=0,037*Re^{0,8}*Pr^{0,43}$

Nu	Re	Pr	α Вт/м ² ·К
251,73	55309,73	1,229	7757,90

ВЫВОДЫ ПО РАЗДЕЛУ 4

1. Разработана компьютерная модель диффузии атомов азота в расплаве, в котором азот растворим, при внепечной деазотации металла продувкой аргоном через несимметрично расположенные в днище ковша пористые элементы в условиях 3-мерного распределения температуры жидкой ванны.
2. Проведено численное исследование эффективности этого диффузионного процесса (степени деазотации металла) от технологических параметров. Установлено, что рассматриваемая зависимость от интенсивности продувки аргоном для расплава железа проходит через экстремум (максимум).
3. Локализация этого экстремума определяет энергоресурсосберегающий режим технологии, т.к. снижение расхода аргона для уровня этого оптимума экономит инертный газ, т.е. экономит энергоресурсы воздухоразделительной установки (ВРУ) по его получению. Проведён расчёт теплофизических параметров ВРУ «Linde», используемой на Енакиевском металлургическом заводе. По результатам, представленным в разделе 4, опубликована работа [102].

ОСНОВНЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ И ВЫВОДЫ

1. В диссертации на основе проведённого комплекса исследований по актуальной задаче развития научных основ энергоресурсосбережения при совершенствовании технологии внепечной деазотации жидкого металла на базе компьютерного моделирования 3-мерных процессов тепломассопереноса в расплаве получены научные результаты, заключающиеся в разработке энергоресурсосберегающих режимов функционирования агрегатов внепечной обработки металлов продувкой аргоном при локальном несимметричном распределении пористых элементов в днище рафинировочной ёмкости.

2. На базе проведённых исследований показано, что режимы нагрева шлака, покрывающего поверхность жидкого металла, с периодическим включением и отключением электродов обеспечивают как поддержание температуры металла на необходимом уровне, так и сокращение энергозатрат внепечной деазотации расплава.

3. Исследована разрушительная способность вихревого движения жидкого металла вблизи футеровки ковша, вызывающего его истощение. Выявлены области наиболее подверженные этому фактору, устранение которого экономит ресурсы рассматриваемой технологии.

4. Выявлен фактор энергоресурсосбережения при внепечной деазотации жидкого железа. Основой экономии аргона и ресурсов теплоэнергетической установки по его получению является обнаружение в процессе исследований максимум зависимости степени деазотации этого металла от интенсивности продувки аргоном через локально и несимметрично расположенные элементы в днище ковша.

5. Проведён сравнительный анализ схем получения аргона в теплоэнергетических воздухоразделительных установках. Проведён расчёт теплофизических параметров воздухоразделительной установки «Linde», используемой на Енакиевском металлургическом заводе.

ЛИТЕРАТУРА

1. Международная н/т конференция – диспут «Металлургия и металлурги XXI века». Сборник трудов. – М.: МГИС и С.-2001 – 520 с.
2. Лякишев Н. П., Шалимов А. Г. Основные направления внепечного рафинирования, микролегирования и модифицирования стали и их влияние на повышение качества металла // Сталь.-1980.-№ 5. – С. 364-368.
3. Куликов И. В. Задачи и перспективы развития внепечной обработки стали в отрасли // Теория и практика внепечной обработки стали. – М.: Металлургия.-1985. – С.72.
4. Костина М.В. Азотосодержащие стали и способы их производства / М.В. Костина, Л.Г. Ригина // Известия вузов. Чёрная металлургия. – 2020. – т. 63. – №8. – С. 606-622.
5. Курагин О. В., Шкирмонтов А. П., Долбилов С. В. Эффективность способов обработки жидкой стали за рубежом. М.: Черметинформация.-1990.-13 с.
6. Генкин В.Я. Пути модернизации цехов: установка электропечей, агрегатов внепечной обработки, УНРС // Электрометаллургия.-2000.-№5.-С. 10-13.
7. Баканов К.П., Бармотин И.П., Власов Н.Н. Рафинирование стали инертным газом.-М.:Металлургия.-1975.-229с.
8. Борнацкий И.И., Мачикин В.И., Живченко В.С. Внепечное рафинирование чугуна и стали.-Киев: Техника.-1979.-167 с.
9. Левич В.Г. Физико-химическая гидродинамика. -М.: Физматгиз.-1959.-537 с.
10. Шифрин В.М., Кадинов Е.И. Исследование эффективности дегазации металла при продувке его аргоном в ковше //Известия вузов. Черная металлургия-1975.-№12.-С.59-64.
11. Аргон в металлургии/ Под ред. П.П.Арсентьева.- М.: Металлургия.-1971.-120 с.
12. Явойский В.И., Кряковский Ю.В., Григорьев В.П. Металлургия стали. – М.: Металлургия.-1983.-584 с.

13. Иванов В.Г., Кравченко Н.А. Интенсификация рафинирующих процессов в ковше и улучшение качества стали //Проблемы металлургического производства.-1991.-№ 105.-С.43-47.
14. Изучение гидродинамики продувки стали инертным газом// Куклев В.Г., Шатунов В.К., Суровой Ю.Н. и др.//Научн. тр. ЦНИИЧМ.-М.-1971.-№74.-С.138-147.
15. Маркелов А.И., Филатов С.К., Сидоров Н.В. Внепечная обработка жидкой электростали вакуумом и инертным газом// Сталь.-1967.-№2.-С.134-136.
16. Шевелев В.М., Кислицина Л.М. Методика и некоторые результаты моделирования гидродинамики продувки металла аргоном// Известия вузов. Чёрная металлургия.-1970.-№12.-С.46-50.
17. Линчевский Б. В. Термодинамика и кинетика взаимодействия газов с жидкими металлами// М.: Металлургия. – 1986. – 224 с.
18. Витоль Э. Н., Орлова К. Б. О механизме взаимодействия азота с жидким железом // Известия АН СССР. Металлы. – 1973. - №2. – С.83–90.
19. Шкуров С. В. О дегазации металлов и сплавов // Известия АН СССР. Металлы. – 1986. - №3. – С. 71 – 76.
20. Rao Y., Lee H. Rate of nitrogen absorption in molten iron. Part 1. Experimental // Ironmak and Steelmak. – 1985 – V. 12. - №5. - P. 209 – 220.
21. Lange K. Entgasung von Metallschmelzen Mit Blasenschwarmen // Arch. Eisenhutenw. – 1976. – В. 47. - №6. - S. 333 – 338.
22. Линчевский Б. В. Вакуумная индукционная плавка. –М.: Металлургия. – 1975. – 240 с.
23. Федорченко В. И., Аверин В. В., Самарин А. М. Кинетика растворения азота в расплавах на основе никеля // Известия АН СССР. Металлы. – 1969. - №1. – С. 102 – 111.
24. Явойский В.И., Свяжин А.Г., Вишкарёв А.Ф. Термодинамика и кинетика растворения азота в жидком железе и расплавах железо-углерод и железо-кислород // Физико-химические исследования процессов производства стали. – М.: Металлургия – 1973 – С.21-31.

25. Волков В.Г., Станюкович Н.Г., Замешаев Е.В. //Некоторые особенности кинетики деазотирования жидкого металла // Научн. Тр. МИС и С. – 1973. – № 79. – С. 48-50.
26. Пелке Р.Д. Роль поверхностно-активных элементов в реакциях газ – металл // Кинетика и термодинамика взаимодействия газов с жидкими металлами – М: Наука. –1974. – С. 40-49.
27. Banja S., Mori K., Tanabe Y. Механизм дегазации жидких металлов // Тэцу то хаганэ. I. Iron and Steel Inst. Jap – 1980 - v 66. – № 3. – Р. 149-155.
28. Fisher W., Hoffman A. Entgasung von Metall Schmelzen // Arch. Eisenhuttenw – 1960. – В.31 – № 7. – S. 411 – 415.
29. Kazumi M., Masamichi S., Hideo H. Скорость дегазации жидкого металла при продувке инертным газом// Тэцу то Хаганэ. J. Iron and steel Inst . Jap. – 1975. – v. 61. - № 2 – р. 182-194.
30. Masamichi S., Kazumi M. Rate determining mechanizm of degasing by inert gas flushing in molten metal // Trans. Jap. Inst. Metals. – 1982. – v. 23. - № 8. – р. 440- 450.
31. Явойский В.И., Свяжин А.Г., Вишкарев А.Ф. О кинетике взаимодействия азота с жидким металлом // Кинетика и термодинамика взаимодействия газов с жидкими металлами. – М.: Наука. – 1974. – С. 58-63.
32. Rao Y., Lee H. Rate of nitrogen absorption in molten iron. Part 2. Mathematical model. // Iron and steelmak. – 1985. - v. 12. – № 5. – Р. 221-232.
33. Козьмин В.А., Немченко В.П., Попель С.И. Кинетические особенности растворения азота, барботируемого в стали // Известия АН СССР. Металлы. –1974. – № 5. – С. 10-16.
34. Shiro B., Tadahiro S., Hideo T. Скорость десорбции азота из жидкого железа и его расплавов // Тэцу то хаганэ. I. Iron and Steel Inst. Jap – 1974. – v. 60. – № 10. – Р. 1443 - 1453.
35. Tasisada S., Akira S., Masaesy H. Исследование механизма выделения азота из жидкого железа. // Тэцу то хаганэ. I. Iron and Steel Inst. Jap – 1975. – v. 61. – № 12. – Р. 450 - 451.

36. Kazuo A., Koin I., Hiroshi S. Кинетика поглощения и выделения азота жидким железом. // Тэцу то хаганэ. I. Iron and Steel Inst. Jap – 1976. – v. 62. – № 9. – P. 1179 - 1188.
37. Ban-ja S., Ishii F., Iguchi Y. Скорость десорбции азота из жидких расплавов железо – углерод и железо-хром в атмосфере аргона // Met. Trans. – 1988. – v. 198. – № 1. – P. 233 – 242.
38. Harada T., Junke D. Part 1. Механизм десорбции азота при понижении давления // Дзайре то турсху: Curr. Adv. Mater and Process. –1989. – 2. – № 1. – С. 139.
39. Романович Д.А., Свяжин А.Г., Явойский В.И. Кинетика и механизм десорбции азота из расплавов железо-кислород в вакууме // Физико-химические основы вакуумных процессов в черной металлургии. - М.: Металлургия. – 1984. – С 62 - 67.
40. Фабрикант С.А., Гойхман В.Ю. Оценка возможностей перехода газовых пузырей через межфазную границу // Границы раздела фаз и их свойства. – Киев : Техника. – 1980.- С 20-27.
41. Никитин Ю.П., Власов Н.Н., Конев Е.А. О режиме продувки стали инертным газом при наличии шлака // Известия АН СССР. Металлы. –1983 – № 4. – С. 29-32.
42. Никитин Ю.П., Третьяков С.В., Власов Н.Н. О характере процессов на периметре пятна смачивания жидкого металла шлаком. // Известия вузов. Черная металлургия. – 1980. – № 8. – С. 5 - 6.
43. Бороненков В.Н., Есин О.А. Электрохимическая кинетика взаимодействия расплавленного шлака и металла // Физическая химия и электрохимия расплавленных солей и шлаков. – М.: Химия. – 1968. – С. 154-156.
44. Ревякин А.В. Математический анализ кинетики дегазации металлов // Закономерности взаимодействия жидкого металла с газами и шлаками. – М.: Наука. – 1976. – С. 66 - 83.

45. Романович Д.А., Свяжин А.Г. Константы массопереноса и поверхностной реакции при насыщении и дегазации металлургического расплава // Известия вузов. Черная металлургия. – 1986. – № 3. – С. 26 - 30.
46. Филлипов К.С. Свойства границы раздела фаз и кинетика межфазных переходов // Закономерности взаимодействия жидкого металла с газами и шлаками. – М.: Наука. – 1976. – С. 83 - 86.
47. Минаев Ю.А., Григорян В.А. Влияние на массопередачу процессов, приводящих к изменению поверхности раздела фаз // Известия вузов. Черная металлургия. – 1971. – № 11. – С. 9 - 11.
48. Смирнов А.Н., Сафонов В.М., Дорохова Л.В. и др. Металлургические мини-заводы - Донецк: Норд-Пресс, 2005. - 469 с.
49. Просвилов С.Н., Затоковой Ю.А., Луговских А.В. и др. Опыт использования периклазоуглеродистых огнеупоров для сталеразливочных ковшей АКООС // Сталь. 2000. № 7. С. 22-24.
50. Лобанов С.Л., Овсянников В.Г., Бромотов П.И. и др. Разработка конструкции футеровки 385-тонных сталеразливочных ковшей для агрегата ковш-печь // Сталь. 2002. №1. С. 30-31.
51. Смирнов А.Н., Пилюшенко В.Л., Минаев А.А. и др. Процессы непрерывной разливки. - Донецк: ДонНТУ, 2002. - 535 с.
52. Герлинг Р., Берг Х. Опыт применения квазимонолитной (блочной) футеровки для изнашиваемых участков днищ в 70-тонных ковшах на металлургическом заводе Боус ГмбХ, Германия // Металлургическая и горнорудная промышленность. 2002. № 10. С. 126-127.
53. Бигеев А.М., Бигеев В.А. Металлургия стали. - Магнитогорск: МГТУ, 2000.-543 с.
54. Цимбал В. П. Математическое моделирование металлургических процессов. – М.: Металлургия. – 1986. – 239 с.
55. Явойский В. И., Борзунов В. П., Щербаков В. А. Математическое моделирование процесса удаления водорода из жидкой стали под вакуумом в

ковшевой печи// Физико-химические основы вакуумных процессов в чёрной металлургии. – М.: Металлургия. – 1984. – С. 46-49.

56. Яковлев Ю. Н. Физическое и математическое моделирование сталеплавильных процессов // Вопросы теории и практики сталеплавильного производства. – 1991. – С. 32 – 44.

57. В.В. Белоусов, Я.В. Павлов Моделирование гидродинамических и теплофизических процессов в агрегате ковш-печь Міждержавна науково-методична конференція Проблеми математичного моделювання Тези доповідей 5 червня – 7 червня 2013 р., м. Дніпродзержинськ с.65-67.

58. Беззуб А.А. Исследование воздействия конвективного движения расплава на футеровочный слой стенки ковша-печи / А.А. Беззуб, Ф.В. Недопёкин // Вестник Донецкого национального университета Серия Г Технические науки. – 2021. – №1. – С. 91-99.

59. Беззуб А.А. К вопросу об энергосбережении при внепечной обработке стали продувкой аргоном / А.А. Беззуб, В.В. Белоусов // Вестник Донецкого национального университета Серия Г Технические науки. – 2021. – №3. – С. 78-85.

60. Беззуб А.А. Моделирование гидродинамических и теплофизических процессов в ванне агрегата ковш-печь / А.А. Беззуб, В.В. Белоусов // Журнал теоретической и прикладной механики – 2018. – №1-2. – С. 54-61.

61. Дюдкин Д.А., Гринберг С.Е., Грабов А.В. и др. Пути ресурсосбережения при внепечной обработке стали // Сталь. 2002. № 3. С.55-56.

62. Д. А. Дюдкин, В. В. Кисиленко- Производство стали. Том 1. Процессы выплавки, внепечной обработки и непрерывной разливки стали. Теплотехник Москва 2008.156 с.

63. Захаров Н.И. Численное моделирование процессов тепломассопереноса при внепечной деазотации жидкого металла продувкой инертным газом и энергоресурсосберегающий режим технологии / Н.И. Захаров, А.Б. Бирюков, И.В. Тупилко // Вестник ДонНУ. Сер. Г. Технические науки.-2020.- Вып. №1 – с.72-84.

64. Волкова О., Боровиков Р., Янке Д. Температурная модель сталеразливочного ковша // *Металлургия и металлурги XXI века. Сборник трудов.* - М.: МИСИС, 2001. С. 176-179.
65. Салмаш И.Н. Исследование напряженного состояния и прочности футеровки сталеразливочных ковшей / И.Н. Салмаш, А.Н. Смирнов // *Металл и литье Украины.* – 2010. №9-10. – С. 48-64.
66. Глинков М. А., Меньшиков Р. И., Урбанович Л. И. Математическая модель дегазации жидкой стали пузырями инертного газа и окиси углерода. Сообщение 1 // *Известия вузов. Черная металлургия.* - 1973. - №5. – С.162-165.
67. Международная н/т конференция – диспут «Металлургия и металлурги XXI века». Сборник трудов. – М.: МГИС и С.-2001 – 520 с.
68. Turkan S., Lange K. Entgasung von Metall-schmelzen mit Blasenschwarmen// *Steel Res.*- 1985.-56.-№5.-S.247-253.
69. Turkan S., Lange K. Simulation des stofftransports in hintereinander aufsteigenden Gasblasen unter Berucksichtigung ihrer Entstehung sphase// *Steel Res.*- 1985.-56.-№4.-S. 199-209.
70. Захаров Н.И., Интенсификация процессов тепломассопереноса при рафинировании жидкой стали от газов. – Донецк: Цифровая типография. – 2016. - 204 с.
71. Harmathy T.F. Velocity of large drops and bubbles in media of infinite or restricted extent / T.F. Harmathy // *American Institute of Chemical Engineering journal.* - 1960. - VoL 6.- P.281-288.
72. Bhaga D. Bubbles in viscous liquids: shapes, work and velocities D. Bhaga, M. Wober//*Journal Fluid Mach.* - 1981. - Vol. 105.- P.61-65.
73. Чиннов Е.А. Всплытие одиночных газовых пузырей в ньютоновских жидкостях / Е.А. Чиннов // *Конвективный теплообмен и гидродинамика.* - Киев: Техника, 1985. - С.46-53.
74. Кутателадзе С.С. Гидродинамика газожидкостных систем С.С. Кутателадзе, М.А. Стырикович. - М.: Энергия, 1976. - 296с.

75. Маленков И.Г. О движении больших пузырей газа, всплывающих в жидкости / И.Г. Маленков И Журнал прикладной механики и технической физики. - 1968. - №6. - С. 130-133.
76. Фрумкин А.Н. О влиянии поверхностно-активных веществ на движение на границе жидких сред / А.Н. Фрумкин, В.Г. Левич // Журнал физической химии. - 1947. - №21. - С. 1183-1186.
77. Городецкая А.В. Скорость поднятия пузырьков в воде и водных растворах при больших числах Рейнольдса / А.В. Городецкая / Журнал физической химии. - 1949. - №23. - С.71-72.
78. Головин А.М. Растворение эллипсоидального пузыря в жидкости малой вязкости/ А.М. Головин // Журнал прикладной механики и технической физики. - 1968. - №6. - С.48-56.
79. Безродный М.К. О равновесной скорости движения пузырей газа и капель жидкости в сплошных несущих средах / М.К. Безродный // Промышленная теплотехника. - 2003. - Т. 25. - №2. - С.7-15.
80. Акуличев В.А. Кавитация в криогенных и кипящих жидкостях/ В.А. Акуличев. - М.: Наука, 1978. - 279с.
81. Каневский И.Н. Постоянные силы, возникающие в звуковом поле: Обзор/ И.Н Каневский // Акустический журнал. - 1961. - Т.7. - №1. - С.3-18.
82. Кузнецов Т.Н. Взаимодействие пульсирующих пузырьков в вязкой жидкости/Т.Н.Кузнецов, И.Е. Щекин // Акустический журнал. - 1972. -Т.18.- №4. - С.565-570.
83. Crabtree J.R. Bubble coalescence in viscous liquids / J.R.Crabtree, J.K. Bridgwater// Chern. Eng. Sci. - 1971. - VoL26. - P. 839 - 851.
84. Головин А.М. Уравнения Лагранжа для системы пузырей в жидкости малой вязкости / А.М. Головин И Прикладная математика и техническая физика. - 1967. - №7. - С.20-27.
85. Шевцов Е.К. К вопросу об интенсивности перемешивания жидкой ванны потоком газовых пузырей / Е.К. Шевцов, Г.М. Глинков, Ю.П. Беляев И

Тепло- и массообменные процессы в ваннах сталеплавильных агрегатов. - М.: Металлургия, 1975. - С.97-101.

86. Кирпичев М.В. Приложение теории подобия к опыту / М.В. Кирпичев И Научные труды ЛТИ. - Ленинград, 1961. - №1. - С.25-32.

87. Ростковский С.Е. Кипение металлических ванн и турбулентный барботаж / С.Е. Ростковский // Теория металлургических процессов. - М.: Металлургия, 1968. - С.8-16.

88. Меджибожский М.Я. Скорость движения газовых пузырей и изменение уровня жидкости при интенсивной ее продувке/ М.Я. Меджибожский, В.Я. Бакст, В.И. Шибанов, В.И. Сельский // Тепло- и массообменные процессы в ваннах сталеплавильных агрегатов. - М.: Металлургия, 1975. - С.78-85.

89. Смирнов Н.И. Истечение пузырьков воздуха в жидкую среду/ Н.И. Смирнов, С.Е. Полюта // Журнал прикладной химии. - 1949. - Т.22. - №11.- С.1208-1210.

90. Сано М. Взаимодействие жидких металлов с введенными пузырями газа / М. Сано // Инжекционная металлургия. - М.. Металлургия, 1981.-С.83-87.

91. Choulet R. Moving of gas bubbles in liquid metals / R. Choulet // Journal Metals - 1966. - Vol. 18. - № 1. — P.72-78.

92. Ленер Т. Моделирование процесса вдувания порошка/ Т. Ленер // Инжекционная металлургия. — М.: Металлургия, 1981. — С.94-118.

93. Нигматулин Р.И. Теплообмен газового пузырька с жидкостью / Р.И. Нигматулин, Н.С. Хабеев // Механика жидкости и газа. - 1974. - №5. -С.94-100.

94. Хабеев Н.С. Об одном аналитическом решении задачи теплообмена газового пузырька с жидкостью/ Н.С. Хабеев // Вестник МГУ. Сер. мат. мех. М.: МГУ, 1976. - №5. - С. 107-109.

95. Сапиро С.И. Адсорбционные и хемосорбционные процессы на границах металл-газ в ванне конвертера и мартеновской печи/ С.И. Сапиро // Тепло- и массообменные процессы в ваннах сталеплавильных агрегатов. -М.: Металлургия, 1975. - С.197-201.

96. Брандт Б.Б. Режим обтекания жидкостью газовых пузырей больших размеров / Б.Б. Брандт, Д.И. Перазич // Инженерно-физический журнал. -1966. – т. 10.-№2.-С. 197-200.
97. Белов И.В. Влияние массообмена в системе газовых пузырей и жидкости/ И.В. Белов, Е.В. Проколов // Журнал прикладной механики и технической физики .-1969.-№1.-С. 116-121.
98. Агарев Л.И. Интенсивность абсорбции хорошо и мало растворимых газов в условиях массового барботажа / Л.И. Агарев, К.Н. Шабалин // Химическая промышленность. - 1962. - №5. - С.8-12.
99. Глизматенко Д.Л. Получение кислорода/ Д.Л. Глизматенко // Вестник МГУ. Сер. мат. мех. М.: МГУ, 1972. - №5. – Табл. 46.
100. Spirax-Sarco Engineering plc [Электронный ресурс] // URL: http://www2.spiraxsarco.com/esc/SSW_Properties.aspx?country_id=ru&lang_id=rus (дата обращения: 29.04.2022).
101. ГСССД 89-85 Азот. Коэффициенты динамической вязкости [Электронный ресурс] // URL: <http://docs.cntd.ru/document/1200080702> (дата обращения: 29.04.2022).
102. Беззуб А.А. Математическое моделирование процессов тепломассопереноса и энергоресурсосберегающие режимы внепечной деазотации жидкого металла в условиях неоднородного поля температур / А.А. Беззуб, Н.И. Захаров, С.М. Стриченко, В.В. Белоусов // Вестник Донецкого национального университета Серия Г Технические науки. – 2022. – №1. – С. 106-115.