

Министерство образования и науки
Донецкой Народной Республики
ГОСУДАРСТВЕННОЕ ОБРАЗОВАТЕЛЬНОЕ УЧРЕЖДЕНИЕ
ВЫСШЕГО ПРОФЕССИОНАЛЬНОГО ОБРАЗОВАНИЯ
«Донецкий национальный технический университет»

На правах рукописи

Тупилко Ирина Владимировна

**РАЗРАБОТКА ЭНЕРГОРЕСУРСОСБЕРЕГАЮЩИХ РЕЖИМОВ
ВНЕПЕЧНОЙ ДЕАЗОТАЦИИ ЖИДКОГО МЕТАЛЛА В УСЛОВИЯХ
ИНТЕНСИФИКАЦИИ ПРОЦЕССОВ ТЕПЛОМАССОПЕРЕНОСА**

Специальность 05.14.04 – «Промышленная теплоэнергетика»

Диссертации на соискание ученой степени
кандидата технических наук

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

Донецк – 2021

ОГЛАВЛЕНИЕ

ВВЕДЕНИЕ	3
РАЗДЕЛ 1. СОВРЕМЕННОЕ СОСТОЯНИЕ ПРОБЛЕМЫ	10
1.1. Общая характеристика технологии	10
1.2. Процессы тепломассопереноса при внепечной дегазации металла продувкой аргоном	14
Выводы по разделу 1	19
РАЗДЕЛ 2. ОБОСНОВАНИЕ ВЫБОРА НАПРАВЛЕНИЯ НАУЧНЫХ ИССЛЕДОВАНИЙ	20
Выводы по разделу 2	24
РАЗДЕЛ 3. ЧИСЛЕННОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ ТЕПЛОМАССОПЕРЕНОСА НА ОСНОВЕ МАТЕМАТИЧЕСКОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ	25
3.1. Численное исследование процессов тепломассопереноса	25
3.2. Вопросы энергоресурсосбережения при интенсификации процессов тепломассопереноса в условиях внепечной дегазации жидкого металла продувкой аргоном	40
Выводы по разделу 3	71
РАЗДЕЛ 4. УСТАНОВЛЕНИЕ АДЕКВАТНОСТИ МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ ПРОЦЕССОВ ТЕПЛОМАССОПЕРЕНОСА	72
Выводы по разделу 4	81
РАЗДЕЛ 5. ЭНЕРГОРЕСУРСОСБЕРЕЖЕНИЕ ПРИ ИНТЕНСИФИКАЦИИ ПРОЦЕССОВ ПЕРЕНОСА В УСЛОВИЯХ ВОЗДЕЙСТВИЯ НА МЕТАЛЛ ЭЛЕКТРОСТАТИЧЕСКОГО ПОЛЯ ДОКРИТИЧЕСКИХ НАПРЯЖЕННОСТЕЙ	82
5.1. Фундаментальные исследования	82
5.2. Энергоресурсосбережение при интенсификации процессов переноса ...	96
Выводы по разделу 5	108
ОСНОВНЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ И ВЫВОДЫ	110
ЛИТЕРАТУРА	111
ПРИЛОЖЕНИЕ А	122

ВВЕДЕНИЕ

Актуальность темы исследования. Проблема энергоресурсосбережения является одной из ключевых для металлургической промышленности, ввиду высокой энергозатратности этого производства на большинстве этапов технологической цепочки. Данная оценка в полной мере относится к технологической фазе улучшения качества металла, в которой находят широкое и эффективное применение установки внепечной дегазации [1].

Проведенный обзор современного состояния проблемы деазотации жидкого металла показал, что существенное влияние на состав металла в технологиях его деазотации имеют процессы конвективного тепломассопереноса атомов азота в расплаве. Авторы работ [2,3] ставят проблему изыскания дополнительных способов интенсификации внепечной деазотации расплавов с учетом существующих разработок в этом направлении. Классическим вариантом внепечной дегазации металла является его продувка инертным газом в ковше. И.И. Борнацкий, В.И. Мачикин, В.С Живченко. на основании экспериментальных исследований нашли, что не интенсивность продувки, а количество пузырей аргона, внедряемых в металл в единицу времени, является фактором интенсификации процессов конвективного тепломассопереноса [4,5]. По данным Н.М. Чуйко наиболее интенсивной по тепломассопереносу является продувка через пористые элементы днища ковша, которая обеспечивает распределение мелких пузырьков инертного газа по всему объему расплава. А.В. Кайбичев исследовал влияние электрического воздействия на расплав металла в процессе внепечной дегазации [6]. Из зарубежных специалистов внепечной деазотацией занимались преимущественно японские ученые: А. Kazuo, Т. Harada, S. Tasisada.

В настоящее время отсутствует универсальный способ деазотации металла на уровне современных требований к качеству металлических изделий энергоресурсосберегающие режимы интенсификации процессов тепломассопереноса. В связи с этим актуальна тема диссертационной работы,

которая посвящена разработке энергоресурсосберегающих режимов интенсификации процессов тепломассопереноса в условиях внепечной деазотации металла.

Связь работы с научными программами, планами и темами. Тема диссертационной работы непосредственно связана с научным направлением «Процессы тепломассопереноса и энергоресурсосберегающие режимы металлургических технологий» кафедры «Техническая теплофизика» факультета металлургии и теплоэнергетики ГОУ ВПО «Донецкий национальный технический университет» и включена в выполнение кафедральной темы Н 2020-8 «Математическое моделирование процессов тепломассопереноса и энергоресурсосберегающие режимы при внепечной дегазации жидкого металла».

Цель и задачи исследования. Целью работы являются разработка энергоресурсосберегающих режимов деазотации жидкого металла в условиях интенсификации процессов тепломассопереноса. Задачами исследования являются:

- разработка способа энергоресурсосбережения внепечной дегазации жидкого металла от растворенного азота комплексным воздействием в условиях интенсификации процессов тепломассопереноса;
- построение математической модели процессов тепломассопереноса азота в жидкой ванне в условиях продувки расплава аргоном через «пористое кольцо» в днище ковша при атмосферном давлении под слоем азотопроницаемого синтетического шлака;
- параметрическая идентификация этой модели относительно реального объекта по данным лабораторных исследований;
- проведение численных экспериментов на основе математической модели и разработка энергоресурсосберегающего режима технологии в условии интенсификации процессов тепломассопереноса;
- проведение численных экспериментов и разработка энергоресурсосберегающего режима технологии деазотации в условиях

интенсификации процессов тепломассопереноса при комплексном воздействии на металл вакуума, продувки инертным газом и электростатического поля.

Объект исследования: Процессы тепломассопереноса при внепечной дегазации жидкого металла от растворенного азота.

Предмет исследования. Обеспечивающие энергоресурсосбережение режимы продувки металла инертным газом в условиях комплексного воздействия на металл электростатического поля.

Методология исследования. Проведено теоретическое исследование процессов тепломассопереноса. При этом для расчётов использован конечно-разностный метод прогонки, реализующий решение дифференциального уравнения Фурье с граничными условиями 2, 3 и 4 рода.

Интегральное уравнение конвективной диффузии атомов азота в расплаве решалось по методу Ньютона-Котеса с учётом многообразия взаимосвязанных режимов всплывания пузырей аргона в жидком металле.

Проведен критериальный анализ рассматриваемого диффузионного процесса. С учётом его многофакторности, выделен перечень базовых критериев подобия, удовлетворение которых обеспечивает качественную идентичность результатов на лабораторной и математической моделях.

Научная новизна полученных результатов.

1. Впервые при математическом моделировании конвективной диффузии удаляемого из жидкого металла газа при его внепечной обработке в условиях атмосферного давления учтён теплообмен расплава с атмосферой через слой синтетического шлака. Разработанная математическая модель применима к металлу с достаточно высокой температурой плавления и эффективно описывает растворение удаляемого азота в расплаве и ионизацию в нём атомов газа.

2. Впервые теоретически обоснован и экспериментально подтвержден эффект интенсификации молизионного звена $2 [N] = \{N_2\}$ тепломассообменного процесса удаления азота из расплава металла, механизм которого состоит в формировании электростатическим полем области повышенной концентрации

(локализованного сгустка) в области проекции границы электрода (источника электростатического поля) на межфазную поверхность "вакуум-металл".

3. Впервые в результате проведенных исследований установлены научные предпосылки реализации энергоресурсосберегающего режима технологии внепечной дегазации металла от растворенного в нем азота при участии молизионного звена в лимитировании тепломассообменного процесса.

4. Впервые получено обобщение соотношения закона Сиверта для постановки граничного условия к уравнению конвективной диффузии атомов азота в расплаве при исследовании в нём процессов тепломассопереноса. Обобщение достигнуто за счёт дополнительного учёта воздействия электростатического поля докритических напряженностей на межфазную поверхность «вакуум-металл» и степени ионизации атомов азота в расплаве.

5. Впервые проведена количественная оценка интенсивности тепломассообменного процесса азота в жидкой ванне при внепечной деазотации металла комплексным воздействием в условиях лимитирования этого процесса кинетической (молизионной) стадией.

Теоретическая значимость работы состоит в том, что

- обоснован эффект интенсификации молизионного звена $2[N] = \{N_2\}$ тепломассообменного процесса удаления азота из расплава металла;
- обобщено соотношение закона Сиверта для постановки граничного условия к уравнению конвективной диффузии атомов азота в жидком металле с учётом воздействия электростатического поля докритических напряжённостей на межфазную поверхность «вакуум-металл» и степени ионизации атомов азота в расплаве.

Практическая значимость работы состоит в том, что разработанный энергоресурсосберегающий режим технологии в условиях интенсификации процессов конвективного тепломассопереноса в расплаве может быть внедрен на различных предприятиях по производству металла ответственного назначения.

Практическая значимость подтверждается и использованием результатов работы при выполнении кафедральной темы, указанной выше.

Положения, выносимые на защиту, заключаются в том, что:

- установлен эффект интенсификации молизионного звена $2[N] = \{N_2\}$ тепломассообменного процесса удаления азота из расплава металла;
- установлены соотношение закона Сиверта для постановки граничного условия к уравнению конвективной диффузии атомов азота в жидком металле с учётом воздействия электростатического поля докритических напряжённостей на межфазную поверхность «вакуум-металл» и степени ионизации атомов азота в расплаве;
- построена математическая модель процессов конвективного тепломассопереноса при внепечной дегазации жидкого металла продувкой инертным газом при атмосферном давлении под слоем синтетического шлака;
- разработан способ энергоресурсосбережения технологии внепечной дегазации жидкого металла от растворённого в нём азота интенсификации процессов тепломассопереносе.

Апробация результатов работы. Основные результаты диссертационной работы докладывались и обсуждались: на XVII международной научной конференции «Современные проблемы электрометаллургии стали» (Челябинск, 2017 г.); на региональных научно-технических конференциях «Металлургия глазами молодых» (2018 г., 2019 г., 2020 г., г. Донецк); на научных семинарах кафедры «Техническая теплофизика» ГОУ ВПО «ДОННТУ» (2016 – 2021 гг.).

Публикации и личный вклад соискателя. Основные результаты, полученные в работе, опубликованы в 13 научных работах:

– *публикации в рецензируемых научных изданиях, рекомендованных ВАК ДНР специальности «Промышленная теплоэнергетика»:*

1. Захаров Н.И. Математическое моделирование конвективной диффузии в энергосберегающем режиме дегазации расплава металла комплексным воздействием / Н.И. Захаров, И.В. Тупилко // Инженерно-физический журнал. – 2019. – Т. 92, – № 1. – С. 269-272.
2. Захаров Н.И. Энергоресурсосбережения в условиях интенсификации процессов тепломассопереноса при дегазации жидкого металла от растворенного в

нем азота комплексным воздействием / Н.И. Захаров, И.В. Тупилко // Вестн. ДонНУ. Сер. Г. Технические науки. – 2021. – Вып. № 2. – С. 94–99.

– **публикации в других ведущих рецензируемых журналах:**

3. Захаров Н.И. К вопросу о постановке граничного условия к уравнению конвективной диффузии азота в жидком металле при воздействии на него электростатического поля докритических напряженностей / Н.И. Захаров, А.Б. Бирюков, И.В. Тупилко // Проблемы черной металлургии и материаловедения. – 2018. – № 1. – С. 26-33.

4. Захаров Н.И. Приложение закона Сивертса к исследованию процессов тепломассопереноса при дегазации расплавов металлов от растворенного азота в электростатическом поле докритических напряженностей / Н.И. Захаров, И.В. Тупилко // Изв. вузов. Черная металлургия. – 2018. – Т. 61, № 11. – С. 920-921.

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

– **патент на изобретение:**

6. Патент № 117970. Спосіб дегазації металевого розплаву в рафінувальній ємкості / М.І Захаров, І.В Волкова, І.В Тупілко // 25.10.2018. – Бюл. №20.

– **материалы научно-технических конференций:**

7. Захаров Н.И. О компьютерном моделировании процессов тепломассопереноса при внепечной дегазации жидкого металла от растворенного в нем азота в электростатическом поле докритических напряженностей / Н.И. Захаров, А.А. Троянский, А.Б. Бирюков, И.В. Тупилко // Современные проблемы электрометаллургии: Матер. Междунар. науч.-техн. конф., Челябинск: Издательский центр ЮУрГУ, 2017. – С. 67-73.

8. Тупилко И.В. Исследование на основе математической модели процессов тепло- и массопереноса при внепечной дегазации расплава металла от растворенного азота в условиях продувки аргоном в ковше с пористым днищем / И.В. Тупилко, И.В. Григоренко, Н.И. Захаров // Наука глазами молодых: Матер. Регион. конф., Донецк 23 мая 2018 г. – Донецк: ДонНТУ, 2018. – С. 307-309.

9. Тупилко И.В. Экспериментальное исследование конвективной диффузии при внепечной дегазации жидкого металла от растворенного в нем азота /

И.В. Тупилко, Е.В. Сапронова, Н.И. Захаров // Наука глазами молодых: мат. Регион. конф., Донецк, 23 мая 2018 г. – Донецк: ДонНТУ, 2018. – С. 23-26.

10. Тупилко И.В. Математическое моделирование тепломассопереноса азота в расплаве металла при его внепечной дегазации комплексным воздействием продувки аргоном и электростатического поля / И.В. Тупилко, М.В. Мельниченко, Н.И. Захаров // Наука глазами молодых: мат. Регион. конф., Донецк 23 мая 2018 г. – Донецк: ДонНТУ, 2018. – С.17-18.

11. Тупилко И.В. Исследование процесса охлаждения воздуха в теплообменнике в условиях холодильного цикла при получении аргона для металлургии / И.В. Тупилко, М.В. Мельниченко, Н.И. Захаров // Наука глазами молодых: Матер. Регион. конф., Донецк 23 мая 2019 г. – Донецк: ДонНТУ, 2019. – С. 308-311.

12. Тупилко И.В. Об энергоресурсосбережении при внепечной дегазации жидкого металла комплексным воздействием / И.В. Тупилко, Н.В. Останин, Н.И. Захаров // Наука глазами молодых: Матер. Регион. конф., Донецк 20 мая 2020. – Донецк: ДонНТУ, 2020. – С. 24-26.

13. Тупилко И.В. Интенсификация теплообмена в системе «труба в трубе» и обсуждение проблемы получения аргона / И.В. Тупилко, Е.В. Сапронова, Н.И. Захаров // Наука глазами молодых: Матер. Регион. конф., Донецк 20 мая 2020. – Донецк: ДонНТУ, 2020. – С. 298-300.

Основные результаты получены автором самостоятельно. В работах соавтору Н.И. Захарову принадлежит участие в постановке рассматриваемых задач, выборе метода исследования и обсуждении получаемых результатов. В работах автору принадлежит участие в выборе метода исследования, получение теоретических решений задач, проведение численных и лабораторных исследований с анализом их результатов. А в частности это проведение лабораторных исследований, анализа полученных данных при помощи математического моделирования и сопоставление этих данных с лабораторными данными японских ученых.

Структура работы. Диссертационная работа состоит из введения, пяти разделов, заключения, списка использованной литературы. Общий объем диссертации составляет 123 страницы, из которых основной текст диссертации занимает 110 страниц, список литературы – 11 страниц, приложение – 2 страница.

РАЗДЕЛ 1

СОВРЕМЕННОЕ СОСТОЯНИЕ ПРОБЛЕМЫ

1.1. Общая характеристика технологии

Как показал аналитический обзор современного состояния проблемы, в настоящее время отсутствует универсальный способ дегазации расплавов от растворенного азота на уровне современных требований по газосодержанию металлов. Авторы этой работы ставят проблему изыскания дополнительных способов внепечной деазотации расплавов с учетом существующих разработок в этом направлении.

Классическим вариантом внепечной дегазации металла является его продувка инертным газом в ковше [7,8,9], которая все более расширяет области своего применения вплоть до дуговой печи и кислородного конвертера.

Для интенсификации процессов тепломассопереноса при внепечной дегазации металла используют VD-процесс (в котором ковш с расплавом помещается в вакуумную камеру), благодаря гибкости управления и относительно высокой производительности этого процесса [10]. Вместе с тем другие варианты вакуумирования (порционное, циркуляционное) связаны со значительным объемом капитальных затрат, высокой стоимостью технологических операций, удлинением цикла внепечной дегазации расплава. Последнее приводит к необходимости повышения температуры металла на выпуске из печи и, следовательно, к повышению его газонасыщенности. Кроме того, VD-процесс (при отсутствии дополнительного к нему комплексного воздействия на расплав) применительно к азоту следует считать неэффективным в силу известных особенностей этого газа (низкий коэффициент диффузии в жидкой ванне, высокая прочность молекул азота, которая затрудняет реакцию молизации его атомов на межфазной поверхности «вакуум-металл»).

Дегазирующее действие продувки металла инертным газом обусловлено конвективным тепломассопереносом газовых частиц в жидкой ванне вследствие

разности концентраций удаляемого газа в объеме расплава и межфазной поверхности «аргон-металл», на которой концентрация азота соответствует его парциальному давлению в пузырях аргона.

Продувка расплавов инертным газом выравнивает по объему металла их температуру и химический состав вследствие перемешивающего действия аргона, а также рафинирует расплав от неметаллических включений. Это происходит за счет флотации, то есть прилипания включений к поверхности пузырей аргона и удаления их из металла.

Разработка энергоресурсосберегающих режимов интенсификации процессов тепломассопереноса внепечной дегазации жидкого металла продувкой аргоном связана с исследованием степени дегазации расплава за фиксированный отрезок времени. Эта величина возрастает с уменьшением размера пузырей инертного газа, так как при заданной интенсивности продувки в пузырьковом режиме это приводит к возрастанию удельной площади поверхности контакта «аргон-металл» и интенсификации конвективного тепломассопереноса азота в жидкой ванне.

Авторы работы [11] на основании экспериментальных исследований нашли, что не интенсивность продувки, а количество пузырей аргона, внедряемых в металл в единицу времени, является фактором интенсификации процессов конвективного тепломассопереноса. При высоких интенсивностях продувки происходит слияние пузырей аргона, что приводит к снижению площади контакта «аргон-металл» и интенсивности процессов тепломассопереноса. Фактор увеличения этой поверхности в интенсификации процессов конвективного тепломассопереноса преобладает над повышением степени турбулизации расплава [12]. Она выравнивает температуру и концентрацию его компонентов, но существенно не влияет на тепломассоперенос через диффузионный пограничный слой на границе «аргон-металл». Это связано с его неперемешиваемостью, так как режим обтекания газовых пузырей расплавом является преимущественно безотрывным [13,14].

Классификация режимов продувки приведена в работе [15]. В соответствии с ней, пузырьковый режим характерен для всплывания мелких, не сливающихся друг с другом пузырей. Переходный режим продувки включает в себя мелкие и

крупные, вследствие слияния, пузыри. Струйный режим продувки – это режим движения крупных пузырей, в которые трансформируется внедряемая в металл струя аргона при очень высоких интенсивностях продувки. Следовательно, снижение интенсивности процессов конвективного теплообмена происходит, в частности, при выходе режима продувки из пузырькового по мере роста ее интенсивности [16].

Интенсивность процессов конвективного теплообмена в жидком металле не зависит от природы инертного газа, используемого для продувки.

Наличие поверхностно-активных элементов (ПАЭ) в расплаве приводит к снижению интенсивности теплообмена. При этом степень влияния ПАЭ существенно зависит от их концентрации в металле.

В этой работе установлено, что совмещение продувки расплава с его выпуском из печи в ковш приводит к повышению интенсивности процесса теплообмена. Интенсификация в этом случае сочетается с фактором энергоресурсосбережения, поскольку экономится энергоноситель, подаваемый в плавильную печь вследствие отсутствия необходимости перегрева металла перед его выпуском.

В работе [17] сопоставлены между собой различные способы внепечной дегазации жидкого металла в 10-тонном ковше: вакуумирование в ковше, вакуумирование методом перелива из ковша в ковш, вакуумирование с одновременной продувкой через днище ковша, а также продувка аргоном при атмосферном давлении под слоем синтетического шлака. Последняя проста в эксплуатации, не требует больших материальных и энергоресурсов, и может быть использована в условиях выпуска металла из печи в ковш.

С целью получения мелких пузырей для интенсификации процессов теплообмена продувку жидких металлов аргоном производят через пористые элементы днища ковша.

Существенное влияние на интенсификацию теплообмена в расплаве при дегазации жидкого металла продувкой аргоном через пористые элементы имеет характер его распределения по сечению днища ковша. Так, продувка через

пористую пробку приводит к тому, что дегазации подвергается не более 10% объема расплава. В этой работе установлен факт зависимости скорости всплывания пузырей аргона от конструкции продувочного устройства. Эти экспериментальные результаты находятся в полном соответствии с работой [18], в которой установлено возрастание скорости всплывания пузырей при увеличении интенсивности продувки в расчете на единичную пору. Следовательно, при увеличении этих пор для фиксированной полной интенсивности продувки ее значение в расчете на одну пору уменьшается, что и приводит к уменьшению скорости всплывания пузырей.

Согласно работе для получения мелкопузырькового режима продувки необходимо увеличить количество пор, то есть площадь пористой части продувочного устройства с одновременным уменьшением их диаметра.

Это позволяет избежать перехода пузырькового режима продувки в струйный, при котором интенсивность процессов тепломассопереноса снижается вследствие уменьшения площади поверхности «аргон-металл». Критическое значение интенсивности продувки в расчете на одну пору определяет переход в струйный режим продувки. По результатам работы [19], для поры диаметром 0,6 мм критическое значение равно $7 \text{ см}^3/\text{с}$.

Если основной целью продувки расплава аргоном является дегазация, наиболее интенсивной по тепломассопереносу по данным Н.М. Чуйко [20] является продувка через пористые элементы днища ковша, которая обеспечивает распределение мелких пузырьков инертного газа по всему объему расплава.

В работе [21] приведены конструкции пористых вставок и пробок в днище ковша. В исследованиях [22] подчеркиваются преимущества керамических пористых вставок. Использование пористых вставок приводит к более мягкому характеру продувки, при котором меньше площадь открытых участков на зеркале металла. В других вариантах продувки используется пористый кирпич [23,24].

1.2. Процессы тепломассопереноса при внепечной дегазации металла продувкой аргоном

Исследование технологии внепечной деазотации металлургических расплавов и разработка ее энергоресурсосберегающих режимов на основе математической модели процессов тепломассопереноса предполагает известность механизма, лимитирующих стадий тепломассопереноса и кинетических констант этих процессов. Ввиду сложности взаимодействия газов с жидкими металлами базой для этого являются экспериментальные исследования.

Важным результатом экспериментального исследования является построение графика кривой, характеризующей изменение концентрации азота в жидкой фазе с течением времени при заданных условиях эксперимента: состава металла и газовой атмосферы, а также температуры [25]. При этом

$$\partial c / \partial \tau = k \cdot c^m \quad (1.1)$$

где m – порядок реакции;

k – константа скорости.

Б.В. Линчевский в этой монографии, обобщая результаты экспериментальных исследований различных авторов, предлагает следующий механизм тепломассопереноса при деазотации жидких металлов:

- а) перенос конвекцией растворенных атомов или ионов азота в металлургическом расплаве к границе раздела «аргон-металл» и «вакуум-металл»;
- б) перенос этих частиц через слой расплава, в котором отсутствует гидродинамическое перемешивание (диффузионный пограничный слой);
- в) адсорбция этих атомов или ионов в адсорбционном слое;
- г) химическая реакция молизации этих частиц;
- д) десорбция образованных молекул в пузыри аргон или полость вакууматора;
- е) отвод от межфазной поверхности этих молекул.

Изложенный механизм тепломассопереноса при деазотации металлургических расплавов является основой дальнейшего изложения.

Если процесс тепломассопереноса является многостадийным, то суммарное его сопротивление складывается из сопротивлений на отдельных стадиях. В соответствии с методом лимитирующих стадий малыми сопротивлениями пренебрегают. Этот метод требует осторожности реализации в силу возможной взаимосвязи между отдельными стадиями.

Рассмотрим последовательно варианты, в которых процесс тепломассопереноса лимитируется одной стадией. Начнем с диффузии через слой расплава, прилегающий к межфазной поверхности. На существование этого лимитирующего звена указывают экспериментальные данные, согласно которым, перемешивание расплавов интенсифицирует процесс тепломассопереноса [26,27], что происходит за счет уменьшения толщины диффузионного пограничного слоя. В этих работах на основании анализа экспериментальных исследований утверждается, что перенос через диффузионный пограничный слой жидкого металла как лимитирующее звено процесса тепломассопереноса имеет место для чистого металла, а также для его сплавов с поверхностно-инактивными и слабоактивными компонентами. Эта лимитирующая стадия сохраняется также и для расплавов с поверхностно-активными элементами, но лишь в случае их достаточно малых концентраций в расплаве.

Лимитирование процесса тепломассопереноса этим звеном означает, что процесс относится к реакции первого порядка. К реакциям первого порядка относятся также адсорбционные процессы, связанные с занятием атомами (ионами) удаляемого азота вакантных мест на межфазной поверхности. Это сопряжено с определением сил сопротивления со стороны ПАЭ. Механизм воздействия ПАЭ на тепломассоперенос сводится к следующему: между частицами удаляемого азота и ПАЭ имеет место борьба за вакантные места на границе раздела фаз. Частицы, которые имеют достаточную энергию для преодоления сил сопротивления со стороны ПАЭ, могут успешно занять вакантные места на поверхности раздела фаз.

Применительно к металлу целесообразно рассматривать два вида энергии активации: E_1 – для чистой межфазной поверхности и E_2 – для поверхности, занятой ПАЭ. При этом $E_2 > E_1$. Если межфазная поверхность частично покрыта ПАЭ, то деазотация протекает как через участки границы раздела фаз, не содержащие ПАЭ, так и содержащие их. Результирующая скорость тепломассопереноса выражается формулой:

$$r = (1 - \theta) \cdot r_1 + \theta \cdot r_2 \quad (1.2)$$

где θ – доля межфазной поверхности, покрытая ПАЭ;

r_1 и r_2 – соответственно скорости тепломассопереноса через чистую и покрытую ПАЭ части этой поверхности.

К поверхностно-активным элементам жидкой стали относятся кислород, сера, селен и теллур, а к поверхностно-инактивным и слабоактивным – никель, хром, вольфрам, марганец, молибден, кремний, ниобий, алюминий, ванадий, фосфор, углерод и другие.

Экспериментальные исследования многих авторов показали, что лимитирующее звено процессов тепломассопереноса при деазотации жидкого металла при наличии ПАЭ зависит от их концентрации в металле.

При малых концентрациях лимитирующей стадией процесса тепломассопереноса является перенос частиц через диффузионный пограничный слой жидкого металла на этой межфазной границе. Лимитирующее звено при этом сохраняется для железа до концентрации 0,0146 % по кислороду и 0,03% по сере. По достижении концентрации 0,06-0,07% по кислороду и 0,12-0,14% по сере наблюдается смена лимитирующего звена на адсорбционное. При промежуточных концентрациях ПАЭ необходимо учитывать обе стадии.

В соответствии с работой скорость химической реакции объединения двух атомов (или ионов) удаляемого из жидкого металла газа в молекулу на границе раздела «вакуум-металл» или «аргон-металл» пропорциональна квадрату степени

заполнения ее этим газом. Таким образом скорость реакции молизации является убывающей функцией концентрации ПАЭ в расплаве. Высокое содержание в металле ПАЭ способствует также лимитированию процесса тепломассопереноса химическим актом на межфазной границе.

При наличии на поверхности расплава жидкого шлака, под которым осуществляется процесс деазотации, лимитирующим звеном тепломассопереноса может стать переход удаляемого азота через слой азотопроницаемого шлака. Воздействие шлака на деазотацию металла сводится к двум основным факторам.

Во-первых, имеет значение растворимость S азота в шлаке, определяющая его газопроницаемость:

$$q = S \cdot D \quad (1.3)$$

где D – коэффициент диффузии удаляемого азота в шлаке.

Величина азотопроницаемости шлака уменьшается при снижении интенсивности перемешивания шлака и повышении его вязкости, т.е. за счет уменьшения коэффициента диффузии D в формуле (1.3). В этих условиях слой шлака обладает большим сопротивлением по отношению к тепломассопереносу в нем удаляемого азота.

При продувке расплава инертным газом лимитирующим звеном процесса тепломассопереноса может стать прохождение пузырей аргона через шлак. Лишь пузыри, обладающие достаточной энергией, могут совершить работу перехода через границу раздела «металл-шлак». В противном случае они задерживаются в подшлаковом слое. Условием перехода пузыря через границу раздела двух жидкостей является уменьшение свободной энергии системы «пузырь-атмосфера».

Критический размер пузырей очевидно определяется целым набором параметров и в каждом конкретном варианте продувки индивидуален. В условиях, в которых проведены исследования, критический размер пузыря аргона оказался равным 1 см. Пузыри размером менее 1 см задерживаются в подшлаковом слое.

Авторы работы [28] утверждают, что рассредоточенная по днищу ковша продувка металла аргоном ведет к укрупнению пузырей, накопившихся под слоем шлака, и прорыву межфазной границы с образованием очагов прохождения пузырей аргона.

Если процесс тепломассопереноса лимитируется стадией химической реакции на межфазной поверхности совместно с диффузией в металле и (или) адсорбцией, то в процессе рафинирования достигается такая концентрация удаляемого из металла азота, при которой скорость химической реакции становится существенно меньше скоростей других стадий. В этом случае рассматриваемое звено тепломассопереноса берет на себя роль лимитирующего [29]. Последнее подтверждается результатами экспериментальных исследований [30,31,32,33,34,35,36,37,38,39,40].

Выводы по разделу 1

Проведен обзор современного состояния проблемы деазотации жидкого металла. Показано, что присутствие азота в металлических изделиях способствует их преждевременному старению.

Существенное влияние на состав металла в технологиях его деазотации имеют процессы конвективного тепломассопереноса атомов азота в расплаве. К этим технологиям прежде всего относят продувку инертным газом через пористые элементы днища ковша, а также воздействие электростатического поля с источником в вакуум камере.

Среди возможных режимов продувки металла аргонem (пузырьковый, переходный и струйный) экономное использование этого инертного газа обеспечивает первый из них. Пузырьковый режим продувки обеспечивается путем использования пористых элементов в днище ковша с порами малого диаметра.

Тепломассоперенос атомов удаляемого из расплава азота проходит несколько стадий, включающий процессы конвективной диффузии, адсорбции и молизации этих атомов на межфазной поверхности «аргон-металл» и «вакуум-металл».

Существенное влияние на интенсивность рассматриваемого тепломассопереноса и эффективность технологии оказывают поверхностно-активные элементы расплава, интенсивность его продувки аргонem, фактор перемешивания металла, особенно существенный в период его выпуска из плавильной печи в ковш, а также параметры азотопроницаемого шлака, покрывающего поверхность (зеркало) расплава.

В настоящее время отсутствует универсальный способ деазотации металла на уровне современных требований к качеству металлических изделий, что диктует необходимость изыскания дополнительных элементов рассматриваемой технологии, разработки энергоресурсосберегающих режимов интенсификации процессов тепломассопереноса, которые приводят к повышению производительности установок внепечной обработки расплавов.

РАЗДЕЛ 2

ОБОСНОВАНИЕ ВЫБОРА НАПРАВЛЕНИЯ НАУЧНЫХ ИССЛЕДОВАНИЙ

В работе сформулирована энергоресурсосберегающая технология внепечной дегазации жидкого металла от растворённого азота комплексным воздействием продувки инертным газом, вакуума и электростатического поля докритических напряженностей в условиях интенсификации процессов тепломассопереноса. Разработанная технология включает следующие два этапа [41]:

- продувка жидкого металла аргоном в период $\tau_0 \leq \tau \leq \tau_b$, а также продолжение продувки жидкой ванны в период $\tau_b \leq \tau \leq \tau_m$;
- комплексное воздействие на расплав продувкой аргоном, вакуумом и электростатическим полем докритических напряжённостей при $\tau_m \leq \tau \leq \tau_k$.

Здесь $\tau_0, \tau_b, \tau_m, \tau_k$ – моменты начала продувки металла аргоном, окончания выпуска расплава в рафинировочную ёмкость с «пористым кольцом» в днище при атмосферном давлении под слоем наведенного азотопроницаемого синтетического шлака, наступления молизационного (кинетического) звена тепломассопереноса атомов азота в жидкой ванне и окончания обработки металла, соответственно. При этом в каждом из этих этапов реализуются способы энергоресурсосбережения, рассмотренные в следующих разделах диссертации.

При исследовании процессов тепломассопереноса на первом этапе технологии к уравнению конвективной диффузии атомов азота в расплаве впервые присоединено уравнение теплопроводности, учитывающее теплообмен металла с атмосферой через слой шлака. Основные допущения, положенные в основу математической модели теплопереноса в жидком металле в условиях его продувки инертным газом при атмосферном давлении под слоем синтетического шлака (1-й период технологии):

- осевая симметричность системы;

– градиент температуры расплава в направлении вертикальной координаты z существенно выше аналогичной характеристики в направлении радиальной координаты r ;

– средние по объему жидкой ванны значения компонент V_z скорости металла и шлака равны скорости V_H наполнения расплавом рафинировочной емкости, а среднее по объему значение компоненты V_r равны нулю.

Математические модели процессов тепло- и массопереноса в расплаве в условиях его продувки инертным газом при атмосферном давлении под слоем синтетического шлака:

Уравнение теплопроводности для металла и шлака:

$$\rho_{\text{эф}} \cdot C_{\text{эф}} \left(\frac{\partial T}{\partial \tau} + V_H \frac{\partial T}{\partial z} \right) = \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda_{\text{эф}} \frac{\partial T}{\partial z} \right); \quad (2.1)$$

Краевые условия к уравнению теплопроводности:

– начальные условия:

$$T_M(z, 0) = T_M^0; \quad T_{\text{ш}}(z, 0) = T_{\text{ш}}^0; \quad (2.2)$$

граничные условия:

граница «металл-шлак»:

$$T_M = T_{\text{ш}}; \quad (2.3)$$

$$-\lambda_M^{\text{эф}} \frac{\partial T_M}{\partial z} = -\lambda_{\text{ш}}^{\text{эф}} \frac{\partial T_{\text{ш}}}{\partial z}; \quad (2.4)$$

основание рафинировочной емкости:

$$-\lambda_M \frac{\partial T_M}{\partial z} = 0; \quad (2.5)$$

граница «шлак-атмосфера»:

$$-\lambda_{\text{ш}} \frac{\partial T_{\text{ш}}}{\partial z} = \alpha(T_{\text{ш}} - T_{\text{атм}}) + \varepsilon_{\text{пр}}^{\text{ш-атм}} C_0 \left[\left(\frac{T_{\text{ш}}}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_{\text{атм}}}{100} \right)^4 \right]. \quad (2.6)$$

Уравнение конвективной диффузии азота в расплаве:

$$\varepsilon = \frac{1}{Q_H} \int_{\tau_0}^{\tau} \left(\frac{\dot{m} \cdot H}{m_0} \right) \left(\frac{I[T_M(z)]}{U(z)} \right)_{\text{ср}} d\tau. \quad (2.7)$$

$T_M(z, \tau)$; $T_{\text{ш}}(z, \tau)$ – распределения абсолютной температуры в расплавах металла и шлака;

$\rho_{\text{эф}}$, $C_{\text{эф}}$, $\lambda_{\text{эф}}$ – эффективные значения их плотности, удельной теплоемкости и коэффициента теплопроводности;

τ – время;

T_M^0 ; $T_{\text{ш}}^0$ – начальные значения распределения абсолютной температуры металла и шлака;

α – коэффициент теплоотдачи поверхности шлака в атмосферу;

$T_{\text{атм}}$ – абсолютная температура атмосферы;

$\varepsilon_{\text{пр}}^{\text{ш-атм}}$ – приведенная степень черноты шлака;

C_0 – коэффициент излучения абсолютно черного тела;

λ_M – коэффициент теплопроводности расплава металла;

ε – эффективность конвективной диффузии азота в расплаве металла (степень его дегазации);

Q_H – начальное содержание азота в расплаве;

\dot{m} – массовый расход аргона;

m_0 – его количество в единичном пузыре;

H – высотный уровень жидкой ванны в ковше;

U – скорость всплывания пузырей аргона;

I – поток массы азота на поверхность единичного пузыря.

В уравнении теплопроводности учтены основные допущения, изложенные выше. Правомерность их обусловлена небольшой степенью перегрева металла над температурой его плавления (для стали $\sim 50-80^{\circ}\text{C}$), из которого следует, соответственно, достаточно узкий температурный диапазон расплава при надёжных теплоизоляционных характеристиках шлака, покрывающего поверхность металла. Процедура осреднения уравнения теплопроводности реализована по методу аналогий.

В уравнении 2.7 искомая функция τ в зависимости от параметров процесса тепломассопереноса при фиксированном ε входит в пределы интегрирования.

Система уравнений (2.1) – (2.7) определяет протекание процессов тепломассопереноса в жидком металле на первом этапе технологии в период $\tau_0 \leq \tau \leq \tau_m$.

Результаты компьютерного моделирования сопоставляются как с данными лабораторных исследований на «холодной» модели с участием автора, так и исследований с расплавом металла японских авторов [42].

Методика диссертационного исследования включает проведение теоретического исследования по влиянию воздействия электростатического поля на интенсификацию процессов тепломассопереноса в жидком металле на втором этапе технологии [43]. Это исследование предполагает теоретическое обобщение закона Сивертса для азота на межфазной поверхности «вакуум-металл» в условиях воздействия на неё этого внешнего поля, а также экспериментальное подтверждение этих теоретических разработок.

Выводы по разделу 2

Обоснован выбор темы диссертационного исследования.

Сформулирована энергоресурсосберегающая технология внепечной деазотации жидкого металла комплексным воздействием продувки инертным газом и электростатического поля докритических напряженностей с источником в вакуум-камере в условиях интенсификации процессов тепломассопереноса.

Приведена постановка задачи математического моделирования процессов тепломассопереноса на первом этапе технологии, включающих уравнение конвективной теплопроводности с краевыми условиями и уравнение диффузионного процесса атомов растворенного в металле азота в пузыри инертного газа.

Показана необходимость теоретических разработок по исследованию процессов тепломассопереноса с участием электростатического поля на втором этапе технологии.

Для доказательства адекватности расчетно-теоретических результатов утверждается необходимость их экспериментального подтверждения.

По результатам, представленным в разделе 2, опубликованы работы [41,42,43]

РАЗДЕЛ 3

**ЧИСЛЕННОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ ТЕПЛОМАССОПРЕНОСА
НА ОСНОВЕ МАТЕМАТИЧЕСКОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ****3.1. Численное исследование процессов тепломассопереноса**

При построении математической модели и анализе ее результатов учитывались следующие закономерности гидродинамического и тепломассообменного взаимодействия газовых пузырей с жидкостью.

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

$$Re = \frac{\omega \cdot R}{\nu}, \quad (3.1)$$

где ω – скорость всплывания газового пузыря;

R – его радиус;

ν – кинематическая вязкость расплава.

В.Г. Левич исследует следующие области значений числа Re .

В переходной области малых чисел Re ($Re \ll 1$) газовые пузыри имеют сферическую форму и всплывают по прямолинейным траекториям. Режим течения жидкости вблизи поверхности пузырей является вязким.

В переходной области ($\epsilon < Re \leq 1$), газовый пузырь, имея эллипсоидальную форму, всплывает по вертикальной прямой линии. Режим обтекания расплавом поверхности пузыря является вязким.

При умеренных числах Re ($1 < Re \leq 700-800$) форма частицы близка к эллипсоиду. Пузыри всплывают также по прямолинейным траекториям. В кормовой части пузыря возникает турбулентное течение и появляется

турбулентный след. Однако большая часть поверхности пузыря занята безотрывным течением. По данным В.Г. Левича, при $Re = 625$ область отрыва простирается лишь на 2° по обе стороны от оси симметрии.

При больших значениях числа Re ($Re > 800-1000$) пузыри движутся по винтовым траекториям и имеют эллипсоидальную форму, которая не является фиксированной, а испытывает пульсации. Этот режим – режим Гармати.

Дальнейшее возрастание значений критерия Re приводит к тому, что газовая частица приобретает форму диска, толщина которого мала по сравнению с поперечным размером.

По достижении максимального значения Re происходит дробление пузыря на пузыри меньших размеров. При этом поднимающийся пузырь сплющивается, начинает пульсировать, в центре его образуется тонкая пленка, которая разрывается и пузырь распадается на группу более мелких частиц. Механизм дробления сводится к следующему. Увлечение газа, находящегося внутри частицы, внешней жидкостью приводит к образованию течения внутри пузыря. Это движение создает внутри пузыря динамический напор. Если он превышает капиллярные силы, то частица разрывается. Условие дробления сводится к следующему:

$$k_f \left(\frac{\rho_r u_r}{2} \right) \geq \frac{\sigma h}{1^2}. \quad (3.2)$$

Это соотношение согласуется с экспериментальными данными.

Здесь: k_f – коэффициент трения;

σ – поверхностное натяжение расплава;

$h, 1$ – геометрические размеры пузыря;

$\rho_r u_r$ – его плотность и скорость.

В работе [44], в качестве безразмерных комплексов взяты величины

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

где: R – эквивалентный радиус пузыря;

δ_v – константа вязко-гравитационного взаимодействия;

δ_σ – капиллярная постоянная.

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

$$1. \delta_v/\delta_\sigma < 0,2.$$

Частицы всплывают по винтовой траектории и в их нижней части образуется вихревой след. Форма пузыря при возрастании его размера изменяется от эллипсоидальной до куполообразной. Наблюдается независимость числа Фруда от параметра R/δ_v .

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

В корме частицы образуется вихрь. Форма пузыря изменяется от эллипсоида до сферического сегмента.

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

Форма частицы близка к диску, а скорость его подъема можно определить из уравнения:

$$Fr = 1. \quad (3.3)$$

Если при этом $(R/\delta_\sigma) > 4$ и $(R/\delta_v) > 10$, то частицы имеют форму сферического сегмента (купола). Скорость пузыря определяется равенством: $Fr = 1$.

В этих соотношениях:

$$\delta_\sigma = \left[\frac{\sigma}{g(\rho_{\text{ж}} - \rho_r)} \right]^{1/2}, \quad (3.4)$$

$$\delta_v = \left[\frac{v^2}{g(1 - \rho_r/\rho_{\text{ж}})} \right]^{1/3}, \quad (3.5)$$

$$Fr = \omega^2 / gR. \quad (3.6)$$

Эти соотношения получены обобщением результатов большого количества исследований других авторов.

С.С. Кутателадзе и М.А. Стырикович, анализируя скорости подъема в воде пузырей воздуха размером от 0 до 20 мм, установили следующие соотношения:

1. Область обтекания пузырей малых и переходных размеров ($Re < 2$)

$$\omega = \frac{2}{9} g \frac{\rho_c - \rho}{\mu_c} \cdot r^2, \quad (3.7)$$

где r – их эквивалентный радиус.

Эта формула совпадает с выражением закона Стокса для движения твердых шариков при малых числах Re . Пузыри этих размеров всплывают как твердые шарики. «Отвердевание» границы пузыря связано с влиянием поверхностно-активных веществ, присутствующих в расплаве.

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

$$\omega = 1,35 \left[\frac{\sigma}{r(\rho_{\text{ж}} - \rho_r)} \right]^{0,5}. \quad (3.8)$$

Это формула Адамара.

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

$$\omega = 0,33 \frac{g^{0,76}}{\nu_{\text{ж}}^{0,52}} \cdot r^{1,28} \quad (3.9)$$

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

$$\omega = \left[\frac{4g\sigma(\rho_{\text{ж}} - \rho_r)}{\xi^2 \rho_{\text{ж}}^2} \right]^{1/4}, \quad (3.10)$$

где ξ – коэффициент сопротивления. Эта формула Франк-Каменецкого.

Величина A определяется выражением:

$$A = \frac{\sigma_{\text{ж}}^{3/2} \cdot \rho_{\text{ж}}}{g \mu_{\text{ж}}^2 \sqrt{\rho_{\text{ж}} - \rho_r}}. \quad (3.11)$$

Эти формулы свидетельствуют о том, что скорость всплывания пузыря зависит от его размера.

В работе расчетно-теоретическим путем получено уравнение для скорости всплывания пузырей различного размера:

$$\omega = \left[gr \frac{\rho_{\text{ж}} - \rho_r}{\rho_{\text{ж}} + \rho_r} + \frac{\sigma_{\text{ж}}}{r(\rho_{\text{ж}} + \rho_r)} \right]^{1/2} \quad (3.12)$$

Это соотношение описывает экспериментальные данные во всем диапазоне изменения размеров пузырей, кроме области $2r \leq 1,5$ мм, которая не представляет практического интереса.

Для жидкого металла $\rho_r \ll \rho_{\text{ж}}$ и формула принимает вид:

$$\omega = \left(gr + \frac{\sigma_{\text{ж}}}{r \rho_{\text{ж}}} \right)^{1/2}. \quad (3.13)$$

При $2r=7-8$ мм для жидкой стали скорость ω проходит через минимум, вблизи которого она слабо зависит от r . Для достаточно больших пузырей отсюда следует, что:

$$\omega = (gr)^{1/2}. \quad (3.14)$$

На скорость подъема частиц влияют поверхностно-активные вещества и чистота жидкости [45].

Снижение скорости всплыванием поверхностно-активных элементов приводит к уменьшению числа Re и уменьшению степени турбулизации жидкости. С другой стороны, наличие поверхностно-активных элементов в расплаве увеличивает степень диспергирования в ней газа. Из этого следует, что поверхностные явления оказывают влияние на гидродинамические условия и тепломассоперенос в жидкости.

Газовые частицы при своем всплывании в жидкости могут иметь различную форму. При деформации пузырей стабилизирующей силой является поверхностное натяжение жидкости, которое стремится свести к минимуму поверхность частиц. Авторы работы утверждают, что степень деформации пузыря определяется числом Вебера:

$$We = \frac{2r\rho_c\omega^2}{\sigma_{\text{ж}}}, \quad (3.15)$$

а не только размером пузыря. При этом, если $We < 2$, то форма пузыря близка к сферической. В противном случае она отклоняется от сферы и имеет вид сплюснутого сфероида.

Влияние частиц друг на друга зависит от расстояния между ними и их размера. При этом имеется предел расстояния между пузырями, при превышении которого их движение свободное. Для частиц диаметром 10,5 мм; 6,0 мм; 4,2 мм эти расстояния равны 92 мм; 76 мм; 53,7 мм.

В условиях продувки расплава инертным газом через пористые элементы днища рафинировочной емкости с повышением интенсивности продувки увеличивается количество пузырей. Однако, это происходит до определенного значения этой характеристики. По наблюдениям на холодной модели, наряду с одинаковыми по размеру частицами происходит их слияние, что и приводит к тому,

что роста количества пузырей при увеличении интенсивности продувки выше критического не происходит.

Режим продувки может быть пузырьковым, струйно-пузырьковым и струйным. При этом, истечение газа происходит в пузырьковом режиме, если

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

где $\omega_0^{(2)}$ – скорость пузырей, отнесенная к единице площади поперечного сечения ванны, м/с;

σ – коэффициент поверхностного натяжения расплава, кгс/м;

γ – его плотность, кг/м³.

При расчете начального размера пузыря в момент отрыва от поры М.Я. Меджибожский выводит из равенства сил поверхностного натяжения и подъемной силы

$$r_0 = (3r_n \sigma / 2g\rho)^{1/2}, \quad (3.16)$$

где: r_0 – начальный радиус пузыря;

r_n – радиус поры;

σ – поверхностное натяжение металла;

ρ – его плотность.

Смирнов Н.И. и Полюта С.Е. рекомендовали формулу для размера пузыря, образующегося в момент схода с поры [46]:

$$\frac{d}{D} = 1,82 - 200 \left(\frac{\rho_{\leq}}{\rho_{ж} - \rho_r} \right)^{0,96} \cdot We^{*0,36}, \quad (3.17)$$

где D – диаметр поры, м;

d – диаметр пузыря, м;

σ – поверхностное натяжение металла, кгс/м;

g – ускорение силы тяжести, м/с²;

We^* – критерий Вебера:

$$We^* = \frac{\sigma}{D^2 \rho \cdot g}. \quad (3.18)$$

Формула (3.18) получена обработкой экспериментальных данных.

Существует зависимость начального размера пузыря от интенсивности продувки. М. Сано предложил следующую полуэмпирическую зависимость:

$$d = [(6\sigma d_n / \rho_c g)^2 + 0,0242(v_{\infty}^2 \cdot d_n)^{0,867}]^{1/6}, \quad (3.19)$$

где: d, d_n – диаметры пузыря и сопла;

v_{∞} – интенсивность продувки.

В работе установлено, что время набора скорости пузырем аргона в жидкой стали невелико и составляет 0,1 с, а достигается скорость 0,283 м/с. Далее частица движется ускоренно с переменным ускорением от 0,004 до 0,01 м/с² и достигает скорости 0,325 м/с. Эти результаты получены для капилляра 0,0005 м и высоты столба металла, равного 2 м. По результатам тех же авторов, время подъема газовых частиц в расплаве высотой 2 м при продувке через капилляр 0,0005 м составляет 6 с, что согласуется с результатами холодного моделирования.

Нагрев газа в пузыре после схода его с поры происходит практически мгновенно. По данным работы [47] при скорости подъема частицы 0,25 м/с нагрев газа до температуры металла происходит при высоте 0,0124 м.

Мгновенно происходит и термическое расширение газа в пузыре в момент его отрыва от поры, что авторы объясняют тем, что передача тепла осуществляется за счет конвективного переноса.

При подъеме пузыря в расплаве его размер увеличивается вследствие падения в нем давления в соответствии с уравнением изотермы

$$\rho v = \text{const.} \quad (3.20)$$

Уравнение (3.20) справедливо для постоянной массы газа в пузыре. Это справедливо, если масса подведенного к частице газа мала по сравнению с имеющейся в пузыре массы аргона. При этом испарения металла внутрь пузырей не происходит, а также давление в частице однородно (гомобаричность), что имеет место в случае, если скорость движения частицы намного меньше скорости звука в пузырьковом газе.

В условиях продувки металла газами наблюдается подъем ее уровня. Введем критерии Архимеда и Вебера в соответствии с равенствами:

$$Ar = v_{\Gamma}^{*2} \rho_{\Gamma} / (g H_0 \rho_c), \quad (3.21)$$

$$We = \sigma_c / (g H_0^2 \rho_c), \quad (3.22)$$

Авторы работы получили на основании обработки экспериментальных данных следующую зависимость:

$$\frac{\Delta H}{H_0} = 0,61 (Ar/We)^{0,35}, \quad (3.23)$$

где: ΔH – подъем уровня расплава, м;

H_0 – начальная высота его уровня, м;

$\rho_{\Gamma}, \rho_{\text{ж}}$ – плотность газа и жидкости соответственно, кг/м³;

v_{Γ}^* – удельный расход газа, м³/(м²/с).

Для отрыва пузыря от поры необходимо совершить работу преодоления сил атмосферного и ферростатического давлений, поверхностного напряжения ($2\sigma/r$), а

также силы сопротивления системы аргонпровода (δ_1 , кгс/см²) и пористой вставки (δ_2 , кгс/см²). Для стабильности продувки рекомендуется иметь в наличии некоторый избыток давления аргона ($\delta_3=0,10-0,15$ кгс/см²). Итак, для продавливания аргона через поры минимальное давление в аргонпроводе должно удовлетворять условию:

$$P = P_{\text{ат}} + \gamma_{\text{ат}} h_{\text{м}} + \gamma_{\text{ш}} h_{\text{ш}} + 2\sigma/r + \delta_1 + \delta_2 + \delta_3. \quad (3.24)$$

Равенство (3.24) выражает собой условие устойчивости продувки жидкого металла аргонном.

На графике (рис. 3.1), построенном на основе численного исследования теплового процесса, показана зависимость потери средней температуры расплава железа в функции удельного расхода аргона при различных коэффициентах теплопроводности шлака.

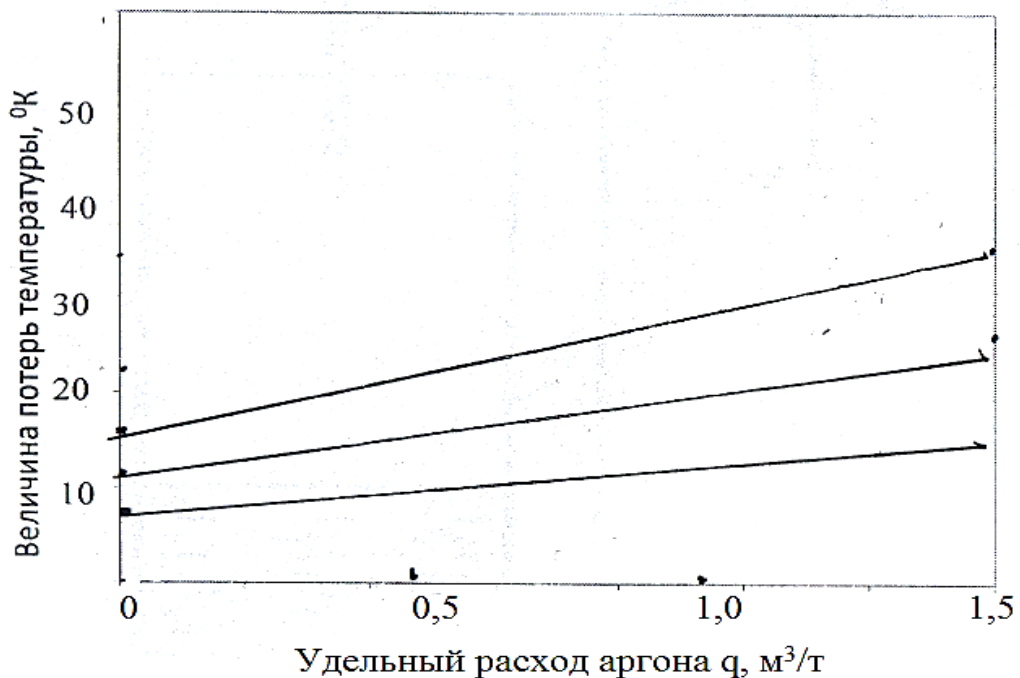


Рис. 3.1. Зависимость величины потери средней температуры расплава железа от удельного расхода аргона и коэффициента теплопроводности шлака:

$$1 - \lambda_{\text{ш}} = \frac{\lambda_{\text{м}}}{10}; 2 - \lambda_{\text{ш}} = \frac{\lambda_{\text{м}}}{5}; 3 - \lambda_{\text{ш}} = \frac{\lambda_{\text{м}}}{3}$$

Как следует из графика, повышение коэффициента теплопроводности шлака приводит снижению теплосодержания металла.

Таким образом, при выборе шлака, покрывающегося поверхность металла, необходимо учитывать величину коэффициента его теплопроводности.

Вдувание в жидкий металл аргона, начальная температура которого равна температуре атмосферы, снижает температуру расплава в ковше. При этом, увеличение теплосодержания аргона равно в рассматриваемом приближении снижению энтальпии металла. Таким образом, уравнение теплового баланса имеет вид:

$$\dot{m}_{Ar} \cdot \tau_{пр} \cdot c_p^{Ar} \cdot \Delta T_{Ar} = -M_M \cdot c_M \cdot \Delta T_M \quad (3.25)$$

Здесь: M_M – масса металла в ковше; c_M – его удельная теплоемкость; ΔT_M – величина изменения средней температуры металла за время $\tau_{пр}$ продувки; ΔT_{Ar} – величина повышения средней температуры аргона при входе в расплав; \dot{m}_{Ar} – массовый расход инертного газа; c_p^{Ar} – его удельная теплоемкость в условиях гидростатического давления расплава в районе локализации пор продувочного устройства.

Таким образом:

$$\Delta T_M = -\dot{m}_{Ar} \cdot \tau_{пр} \cdot c_p^{Ar} \cdot \Delta T_{Ar} / (M_M \cdot c_M) \quad (3.26)$$

Следовательно, снижение средней температуры расплава металла в ковше прямо пропорционально массовому расходу аргона (или интенсивности продувки) и времени продувки, но обратно пропорционально массе расплава в ковше и начальной температуре аргона (до входа в металл).

При расчете данных для графика (рис. 3.1) принимались следующие значения: $c_p^{Ar} = 519$ Дж/кг · град; $c_M = 610$ Дж/кг · град; $\Omega = 0,005$ м³/с; $\Delta T_{Ar} = 1650^\circ\text{C} - 20^\circ\text{C} = 1630^\circ\text{C}$; $R = 0,5$ м; $H = 1,0$ м; $q = \Omega \cdot \tau_{пр} / M_M$. Здесь: R – радиус

ковша с металлом; H – уровень заполнения ковша расплавом; Ω – общий объемный расход аргона (интенсивность продувки); q – удельный расход аргона.

Взаимосвязь массового и объемного расхода для рис. 3.1 по методике монографии. Математическая постановка задачи тепломассопереноса включает, кроме уравнения теплопроводности, также и уравнение диффузионного процесса частиц удаляемого из жидкого металла газа.

На рис.3.2 построен график зависимости эффективности ε конвективной диффузии азота в расплаве железа (степени его дегазации), в функции интенсивности Ω продувки аргоном через «пористое кольцо» в днище при различных значениях диаметра d_n пор продувочного устройства.

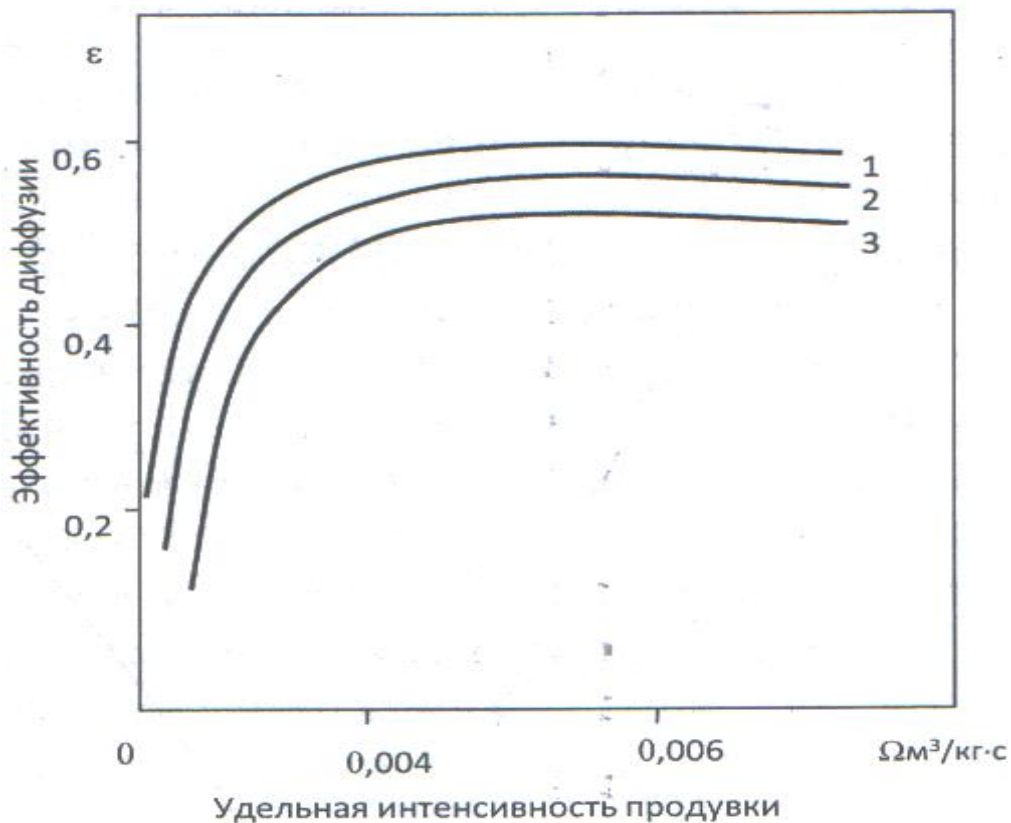


Рис. 3.2. Зависимость эффективности конвективной диффузии азота в расплаве железа от интенсивности продувки по завершению слива расплава в ковш и диаметра пор продувочного устройства:

1 – $d_n = 0,1$ см; 2 – $d_n = 0,2$ см; 3 – $d_n = 0,3$ см

$[S] = 0,025\%$; $\tau_{\text{вып}} = 300$ с

Как следует из этого графика, при увеличении интенсивности продувки эффективность ε возрастает вследствие увеличения количества пузырей аргона, внедряемого в жидкую ванну в единицу времени. Однако, при некотором оптимальном значении $\Omega = \Omega_{\text{опт}}$ ε достигает максимума и дальнейший рост этой величины прекращается. Существование $\Omega_{\text{опт}}$ связано с наличием противоположной тенденции увеличению площади поверхности контакта «аргон-металл» при росте Ω , а именно, снижению времени контакта пузырей аргона с жидкой ванной, вследствие чего рафинирующая способность каждого из пузырей уменьшается. Следовательно, режим продувки при $\Omega = \Omega_{\text{опт}}$ является энергоресурсосберегающим.

Зависимость $\varepsilon(d_n)$ является убывающей, так как при снижении диаметра пор продувочного устройства при фиксированном значении $\Omega = \Omega_{\text{опт}}$ площадь поверхности контакта «аргон-металл» возрастает [48]. При этом, как показали исследования, массовый расход аргона для обеспечения $\Omega_{\text{опт}}$ снижается с уменьшением d_n .

Аналогичный график при различных концентрациях поверхностно-активной серы показан на рис. 3.3.

На рис. 3.4. построен график зависимости ε от длительности продувки после наполнения ковша расплавом.

Из этого графика следует, что продувка жидкой ванны с оптимальной интенсивностью в этот период менее эффективна (рост ε менее значителен). Это связано со снижением интенсивности перемешивания металла ввиду прекращения воздействия в этот период на расплав струи металла, падающей из плавильной печи. Вместе с тем снижение ε в этот период менее заметно, чем в случае распределения пор по всему днищу ковша, так как существование «пористого кольца» является дополнительным перемешивающим фактором при продувке аргоном.

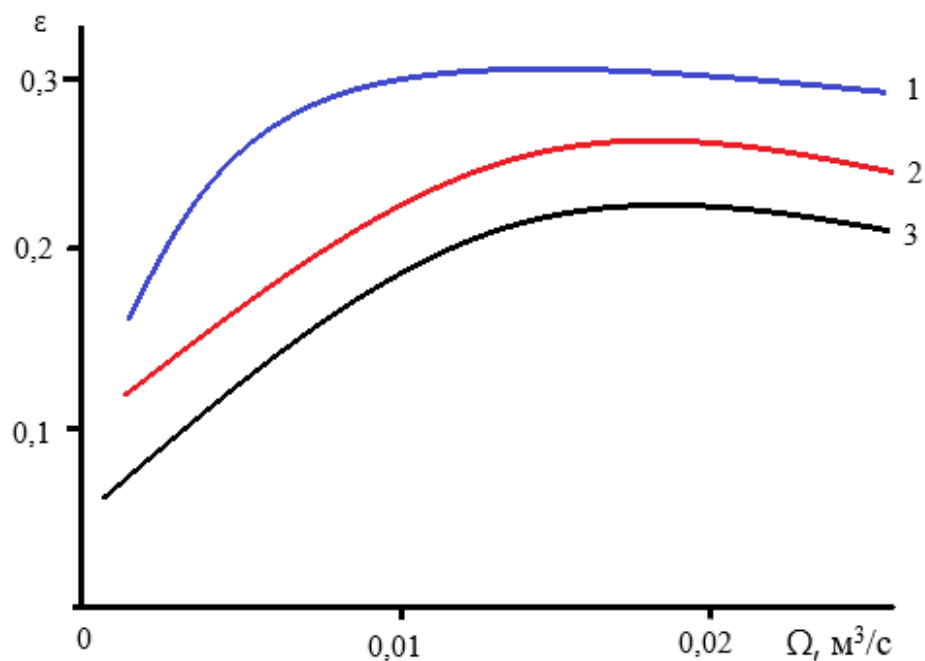


Рис. 3.3. Зависимость эффективности ε конвективной диффузии атомов азота в расплаве железа от интенсивности продувки по завершению слива расплава в ковш и концентрации ПАЭ.

1 – $[O]=0,01\%$, $[S]=0,02\%$; 2 – $[O]=0,02\%$, $[S]=0,03\%$; 3 – $[O]=0,03\%$, $[S]=0,04\%$; $d_n=0,1$ см; $\tau_b=300$ с.

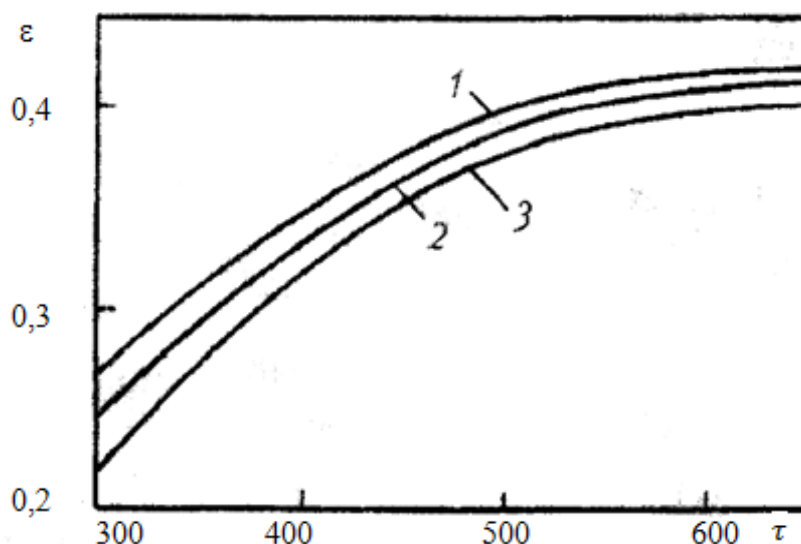


Рис. 3.4. Зависимость эффективности конвективной диффузии азота в расплаве железа от времени продувки после заполнения ковша расплавом и концентрации ПАЭ:

1 – $[S] = 0,025\%$; 2 – $[S] = 0,030\%$; 3 – $[S] = 0,035\%$. $\tau_{пр} = 300$ с;

$$\Omega_{опт} = 0,015 \frac{м^3}{с}; d_n = 0,1 \text{ см}$$

Зависимость ε (ПАЭ) является убывающей, так как при увеличении концентрации поверхностно-активных элементов в расплаве возрастает степень блокирования этими элементами поверхности пузыря аргона. Это затрудняет дегазацию металла вследствие снижения конвективной диффузии атомов азота и приводит к снижению ε .

Аналогичный график при различном диаметре пор продувочного устройства приведен на рис. 3.5. Убывающий характер зависимости следует из снижения площади поверхности «аргон-металл» при увеличении d_n для фиксированной интенсивности продувки.

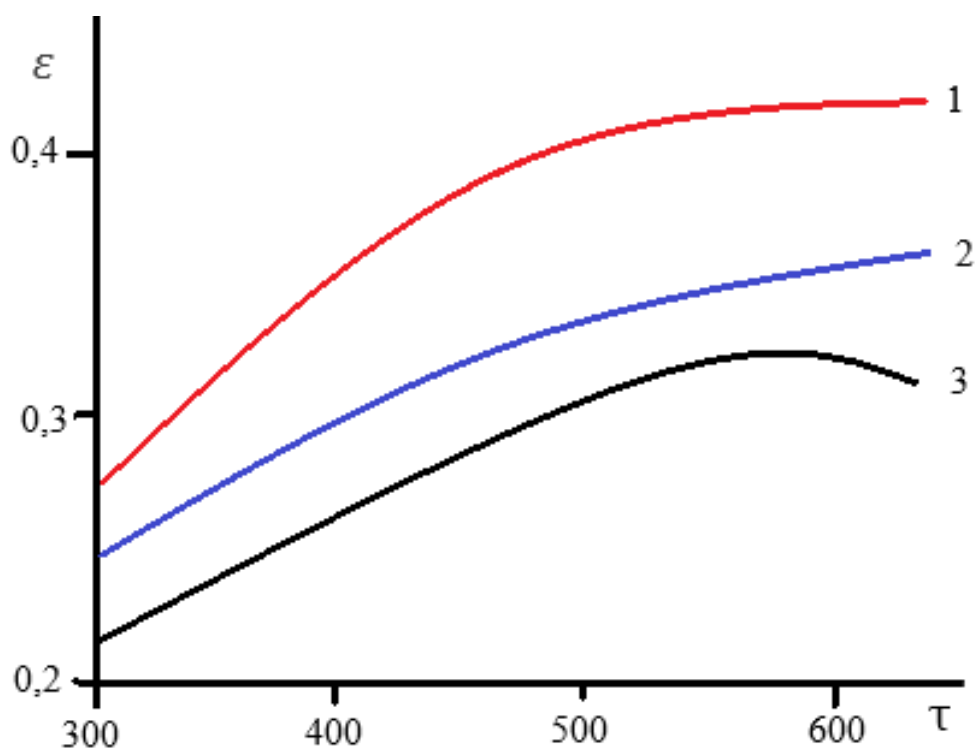


Рис. 3.5. Зависимость эффективной диффузии атомов азота в металле от времени продувки после заполнения ковша расплавом:

1 – $d_n = 0,1$ см; 2 – $d_n = 0,2$ см; 3 – $d_n = 0,3$ см

$\Omega_{\text{опт}} = 0,015$ м³/с; [O]=0,01%; [S]=0,02 %; $\tau_b = 300$ с.

Снижение интенсивности продувки относительно оптимального значения продувки к уменьшению ε и эффективности конвективной диффузии атомов азота в расплаве (рис. 3.6).

Это следует из снижения при этом площади межфазной поверхности «аргон-металл».

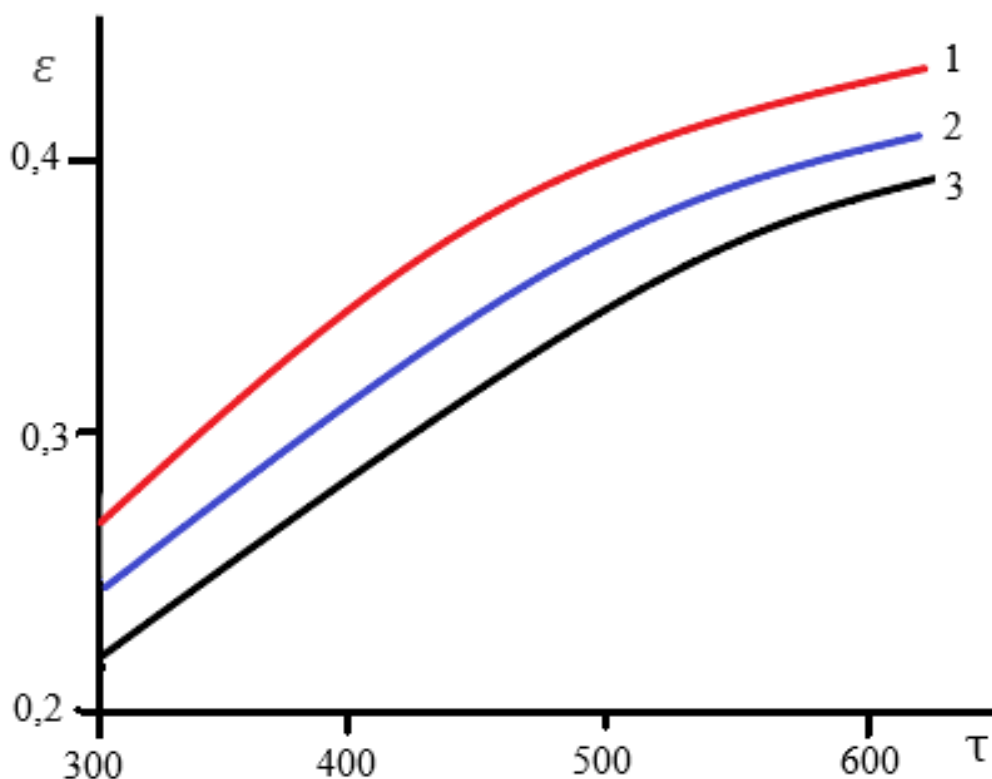


Рис. 3.6. Зависимость эффективности конвективной диффузии атомов азота в металле от времени продувки после заполнения ковша расплавом и интенсивности продувки:

1- $\Omega=0,015 \text{ м}^3/\text{с}$; 2- $\Omega=0,010 \text{ м}^3/\text{с}$; 3- $\Omega=0,005 \text{ м}^3/\text{с}$;

$[\text{O}]=0,01\%$; $[\text{S}]=0,02 \%$; $d_n = 0,1 \text{ см}$; $\tau_b=300\text{с}$

3.2. Вопросы энергоресурсосбережения при интенсификации процессов тепломассопереноса в условиях внепечной дегазации жидкого металла продувкой аргоном

Снижение интенсивности продувки до уровня оптимума – фактор энергоресурсосбережения.

Аргон – дорогостоящий газ, получаемый одновременно с кислородом в теплоэнергетической воздухоразделительной установке, а экономия аргона

сводится к экономии энергоресурсов этой установки. Теплоэнергетика получения аргона состоит в следующем.

Если понижать температуру газа, т.е. охлаждать его, то всякий газ может быть превращен в жидкое состояние. Схема сжижения газа показана на рис. 3.7. Сначала при охлаждении газа от него отнимается теплота перегрева и газ превращается в сухой насыщенный пар. При дальнейшем охлаждении отнимается дополнительное количество тепла (теплота конденсации), и сухой насыщенный пар начинает превращаться в пар влажный, в котором содержатся капельки жидкости. Когда теплота конденсации будет полностью отнята, весь влажный пар превратится в жидкость. Если теперь начать нагревать полученную жидкость, то она снова превратится в газ; пройдя при этом те же промежуточные состояния влажного и сухого насыщенного пара. Чтобы вся жидкость испарилась, к ней нужно подвести количество тепла, равное теплоте испарения, которая будет в точности равна теплоте конденсации.

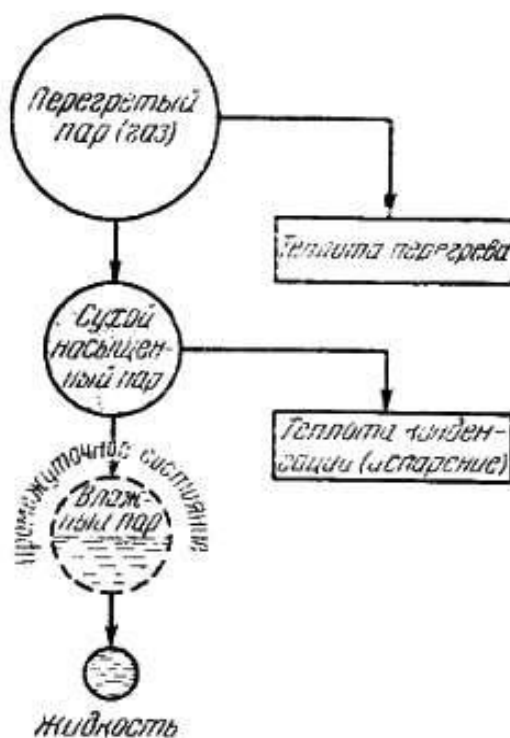


Рис. 3.7. Схема сжижения газа

Таким образом, сжижение газа и испарение полученной при этом жидкости являются обратимыми процессами.

Температура сжижения газа зависит от давления. Чем меньше давление газа, тем ниже будет температура его сжижения. С повышением давления температура сжижения газа также повышается. Однако для каждого газа существует определенная температура, выше которой этот газ, нельзя превратить в жидкость ни при каком, даже очень высоком, давлении. Эта температура называется критической температурой газа, а соответствующее ей давление, при котором происходит сжижение газа, критическим давлением. В таблице 3.1 приведены температуры сжижения некоторых газов при атмосферном давлении, а также критические температуры и критические давления для них.

Таблица 3.1 – Температура сжижения при атмосферном давлении, критическая температура и критическое давление для различных газов

Название газа	Температура сжижения при атмосферном давлении, °C	Критическая температура, °C	Критическое давление °C
1	2	3	4
Аммиак	-33.4	-132.4	113.8
Углекислота	-78.5	- 31.6	73.3
Ксенон	-109.1	-16.6	60.1
Криптон	-131.7	-62.3	56.1
Метан	-161.4	-82.3	47.2
Кислород	- 182.95	-118.8	51.35
Аргон	-185.7	-122.4	49.6
Воздух	от -192 до -194.4	-140.6	38.4
Азот	-195.8	-147.1	31.6
Неон	-243.9	-228.7	27.8
Водород	-252.74	-239.9	13.2
Гелий	-268.88	-267.9	2.34

Как видно из данных таблицы, наиболее легко из всех указанных газов сжижается аммиак, так как его критическая температура имеет наиболее высокое значение. Довольно легко превращается в жидкость и углекислота. Наиболее трудно сжижаются водород и гелий, которые обладают очень низкой критической температурой.

Сжижение воздуха при атмосферном давлении начинается при $-192\text{ }^{\circ}\text{C}$ и заканчивается при $-194,4\text{ }^{\circ}\text{C}$. так как он представляет собой смесь азота и кислорода, имеющих разные температуры сжижения.

В начале сжижения воздуха кислород конденсируется в больших количествах, чем азот, так как имеет более высокую температуру сжижения. Поэтому температура сжижения воздуха вначале процесса будет несколько более высокой. К концу сжижения начинается конденсация в основном азота, имеющего более низкую температуру сжижения, и поэтому температура сжижения воздуха также понижается.

Из таблицы 3.1 видно, что, например, для сжижения воздуха при атмосферном давлении его нужно охладить до температуры от -192 до $-194,4^{\circ}\text{C}$. Если же воздух находится при критическом давлении, т. е. при $38,4\text{ атм}$, то сжижение воздуха начнется уже при $-140,6\text{ }^{\circ}\text{C}$. При давлении ниже критического, но выше атмосферного воздух будет сжиматься при температуре, лежащей в пределах от $-140,6$ и до $-192\text{ }^{\circ}\text{C}$. При температуре выше критической, т.е. выше $-140,6\text{ }^{\circ}\text{C}$, воздух нельзя превратить в жидкое состояние, ни при каком, даже очень высоком давлении.

Чтобы понять процессы, происходящие при разделении жидкого воздуха на кислород и азот, рассмотрим сначала зависимость между составом жидкости и пара над нею.

Если жидкость состоит только из одного вещества, то и пар над нею будет содержать только это вещество, например, пары над водой, над спиртом, над жидким кислородом и т. п.

Явление усложняется, когда жидкость состоит из двух и более веществ, способных растворяться одно в другом и обладающих различными температурами

испарения. В этом случае в парах будут содержаться те же вещества, что и в жидкости, однако, состав пара будет отличаться от состава жидкости. Возьмем, например, смесь из воды и спирта. Спирт более летуч и испаряется при более низкой температуре, чем вода. Поэтому при нагревании раствора спирт будет скорее улетучиваться и в парах над жидкостью, будет содержаться больше спирта, чем в жидкости.

Опыты показывают, что при заданном давлении и температуре состав пара над жидкостью является совершенно определенным и зависит только от состава жидкости. В этом случае говорят, что пар и жидкость находятся в равновесном состоянии. Всякое нарушение этого равновесия сейчас же вызывает соответствующие изменения в составах жидкой и паровой фаз, которые всегда стремятся к равновесному состоянию.

Совершенно аналогичное явление происходит при разделении жидкого воздуха на кислород и азот. Жидкий воздух представляет собой не что иное, как смесь, состоящую в основном из жидкого кислорода и жидкого азота, находящихся в определенном соотношении: 79% азота и 21% кислорода (по объему). Как известно, азот испаряется при более низкой температуре, чем кислород.

При нагревании жидкого воздуха без отвода паров из него в первую очередь будет испаряться азот, который составляет более летучую часть жидкого воздуха. Наряду с азотом из жидкого воздуха будет, конечно, испаряться и кислород, но в меньшей степени. Поэтому в жидкости всегда будет содержаться больше кислорода, чем в парах, а в парах больше азота, чем в жидкости. Другими словами, азот, как более летучая часть, в большем количестве переходит в пары, а кислород, как менее летучая часть, остается преимущественно в жидкости. Такой процесс перехода азота в пары и кислорода в жидкость будет происходить до тех пор, пока не будет достигнуто то равновесное состояние между составами жидкой и паровой фаз, которое соответствует имеющимся в данный момент температуре и давлению.

На рис. 3.8 изображен график, показывающий зависимость между содержанием кислорода в жидкости и паре над ней при различных давлениях. Из графика видно, что при давлении, например, в 1 атм., пары над жидким воздухом,

содержащим 21 % кислорода, будут иметь только 6,3% кислорода (точка А на кривой). Чтобы повысить содержание кислорода в парах до его обычного содержания в атмосферном воздухе, т.е. 21%, необходимо иметь жидкость, содержащую уже около 52% кислорода (точка Б на кривой). С повышением давления, при котором кипит жидкость количество кислорода в парах увеличивается. Так, например, при давлении 6 атм. пары над жидким воздухом будут содержать уже 10% кислорода (точка В).

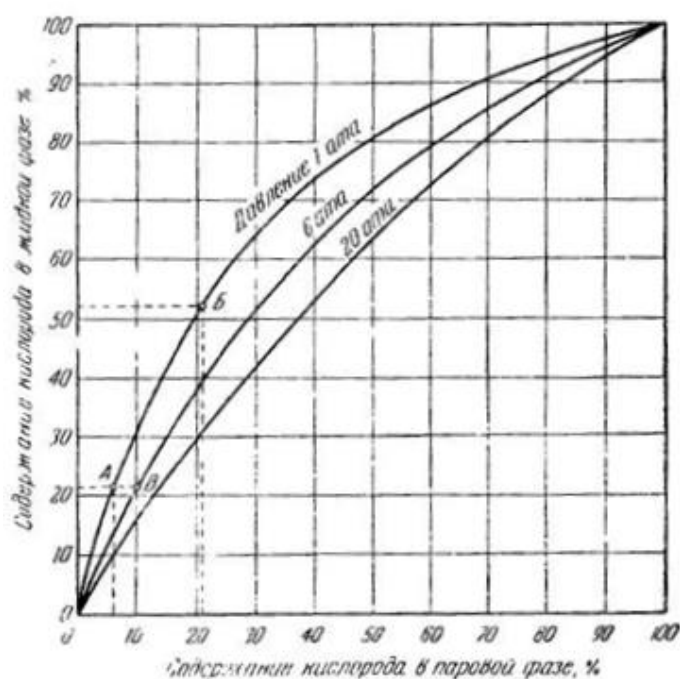


Рис. 3.8. Зависимость между содержанием газа в жидкости и паре при различных давлениях

Испарение и конденсация. Испаряя жидкий воздух, можно осуществить частичное разделение его на кислород и азот. Однако этот способ непригоден для практического применения и при его использовании, нельзя получить чистый кислород, так как повышение содержания кислорода в жидкости происходит в малой степени и только лишь к концу испарения. Опыт показывает, что при испарении, например, 60% жидкого воздуха содержание кислорода в остатках жидкости составит всего 35%, а в парах 11,5%. Когда же вся жидкость превратится в газообразный воздух, то содержание кислорода в нем составит 21%. Этому будет

соответствовать 52%-ное содержание кислорода в последней капле испаряющейся жидкости.

Таким образом процесс испарения не дает возможности осуществить разделение воздуха на кислород и азот. Этим способом можно достичь лишь незначительного обогащения кислородом испаряемой жидкости.

Несколько лучшие результаты дает испарение жидкости с одновременным отводом образующихся паров из парового пространства. В этом случае, испарив $9/10$ всей жидкости, можно в оставшейся $1/10$ части ее получить 86%-ное содержание кислорода, имея при этом пар, содержащий 60% кислорода. Однако данный процесс, как это понятно из сказанного, является очень невыгодным, и поэтому не может получить промышленного применения.

При конденсации воздуха также осуществляется его разделение на кислород и азот. Изменение состава пара и жидкости происходит при этом подобно тому, как это имело место в процессе испарения, но в обратном порядке. Если в начале конденсации газообразный воздух имел 21% кислорода, то первая капля жидкости будет содержать 52% кислорода. В дальнейшем содержание кислорода в жидкости и паре начинает уменьшаться. В конце конденсации жидкость содержит 21 % кислорода, а пары над нею 6,3% кислорода.

Для более полного разделения жидкого воздуха на жидкий кислород и газообразный азот приходится применять многократное, последовательное испарение жидкости с последующей конденсацией ее паров стекающей сверху жидкостью (флегмой). Такой процесс называется ректификацией.

Испарение и конденсация — это обратные друг другу процессы. При испарении 1 кг жидкости затрачивается тепло в виде скрытой теплоты испарения. При конденсации 1 кг полученного пара, при условии отсутствия потерь тепла в окружающую среду, это тепло вновь выделяется в виде скрытой теплоты конденсации. Если пропустить кислород через слой жидкости, состоящей из смеси азота и кислорода, то кислород сконденсируется. Это произойдет потому, что такая смеси будет иметь более низкую температуру, чем температура сжижения паров кислорода, так как в смеси имеется еще и жидким азот. При конденсации кислорода

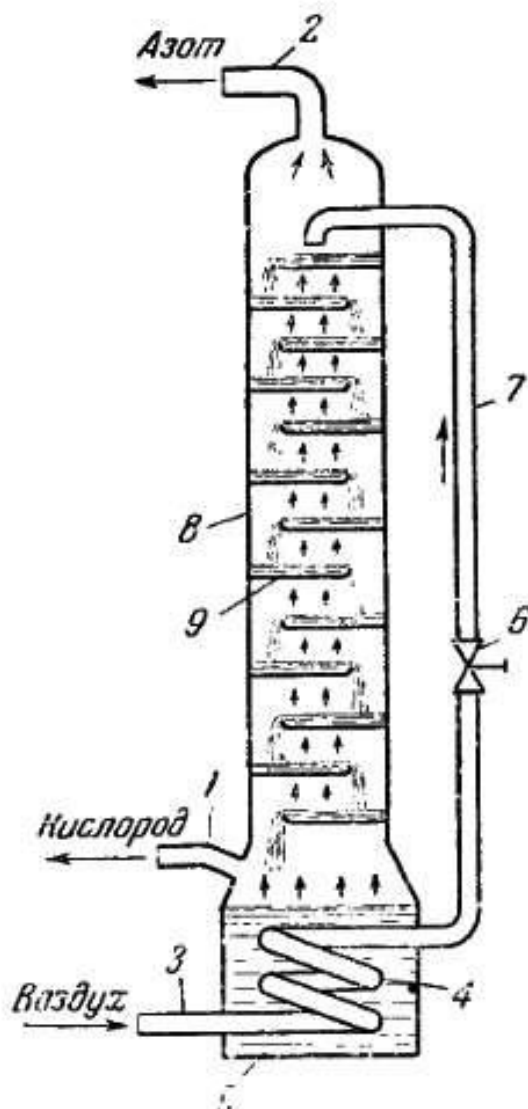
выделяется скрытая теплота конденсации. Так как скрытая теплота конденсации кислорода и скрытая теплота испарения азота примерно одинаковы, то из жидкости испарится количество азота, равное количеству сконденсировавшегося кислорода. Чтобы подтвердить это, можно проделать следующий простой опыт. Наполним сосуд жидким воздухом и пропустим через него по трубочке газообразный кислород. Поднимающиеся в жидкости пузырьки пара будут состоять из чистого азота. В этом легко убедиться, поднеся к ним пламя спички, которое быстро погаснет.

Описанное явление конденсации кислорода в жидкости с одновременным испарением из нее азота используется в процессе ректификации. Сущность процесса ректификации состоит в том, что образующуюся при испарении жидкого воздуха парообразную смесь из азота и кислорода пропускают через жидкость с меньшим содержанием кислорода. Поскольку эта жидкость содержит меньше кислорода и больше азота, она имеет более низкую температуру, чем проходящий через нее пар. Это вызывает конденсацию кислорода из пара, обогащение кислородом жидкости и испарение из нее азота, т. е. обогащение азотом паров над жидкостью.

Данный процесс испарения жидкости и конденсации пара производится путем непосредственного соприкосновения пара и жидкости. Он повторяется много раз до тех пор, пока не получатся газ, состоящий почти из одного азота, и жидкость, содержащая почти чистый кислород.

Схема аппарата однократной ректификации изображена на рисунке 3.9. Сжатый воздух из компрессора поступает в теплообменник (на схеме не показан), где он охлаждается выходящими из аппарата по трубе 1 кислородом и по трубе 2 – азотом. Предварительно охлажденный в теплообменнике воздух по трубе 3 идет в змеевик 4 испарителя 5, заполненного жидким кислородом. В этом змеевике сжатый воздух конденсируется, испаряя соответствующее количество кислорода. Образовавшийся в змеевике 4 жидкий воздух поступает под давлением к расширительному вентилю 6, где его давление снижается до 0,2-0,3 атм., и по трубе

7 подается на верх ректификационной колоны 8. Часть воздуха при этом испаряется, а большая часть стекает вниз по тарелкам 9 колонны.



1,2 – трубы для отвода кислорода и азота; 3 – воздушная труба; 4 – змеевик; 5 – испаритель; 6 – расширительный вентиль; 7 – труба для подачи жидкого воздуха; 8 – колонна; 9 – тарелка

Рис. 3.9. Схема аппарата однократной ректификации

Этот воздух обогащается кислородом, вступая на тарелках в тесный контакт с поднимающимися вверх парами. В результате в испарителе собирается жидкий кислород, часть паров которого отводится через трубу 1 в качестве продукта.

Поднимающиеся из испарителя вверх по колонне пары обогащаются азотом, и наверху колонны газ содержит 92-93% азота и около 7% кислорода. Эта смесь по трубе 2 выбрасывается в атмосферу, предварительно пройдя через теплообменник, в котором она охлаждает поступающий сжатый воздух.

Такой аппарат однократной ректификации неэкономичен, так как выбрасываемый в атмосферу азот содержит до 7-8% кислорода, что составляет примерно 1/3 содержания кислорода в перерабатываемом воздухе. Это вызвано тем, что верхняя тарелка орошается жидким воздухом, над которым равновесный ему по составу пар всегда будет содержать около 7% кислорода. Чтобы уменьшить потери кислорода с отходящим азотом, нужно верхнюю тарелку орошать не жидким воздухом, а жидким азотом, для чего необходимо применять аппараты уже не однократной, а двукратной ректификации.

В установках среднего давления с детандером используется более экономичный холодильный цикл среднего давления с поршневым детандером. Поэтому расход энергии на получение в них кислорода ниже, чем в установках высокого давления. Однако это достигается за счет некоторого усложнения установки, так как вызывает необходимость применения в ней дополнительной машины детандера.

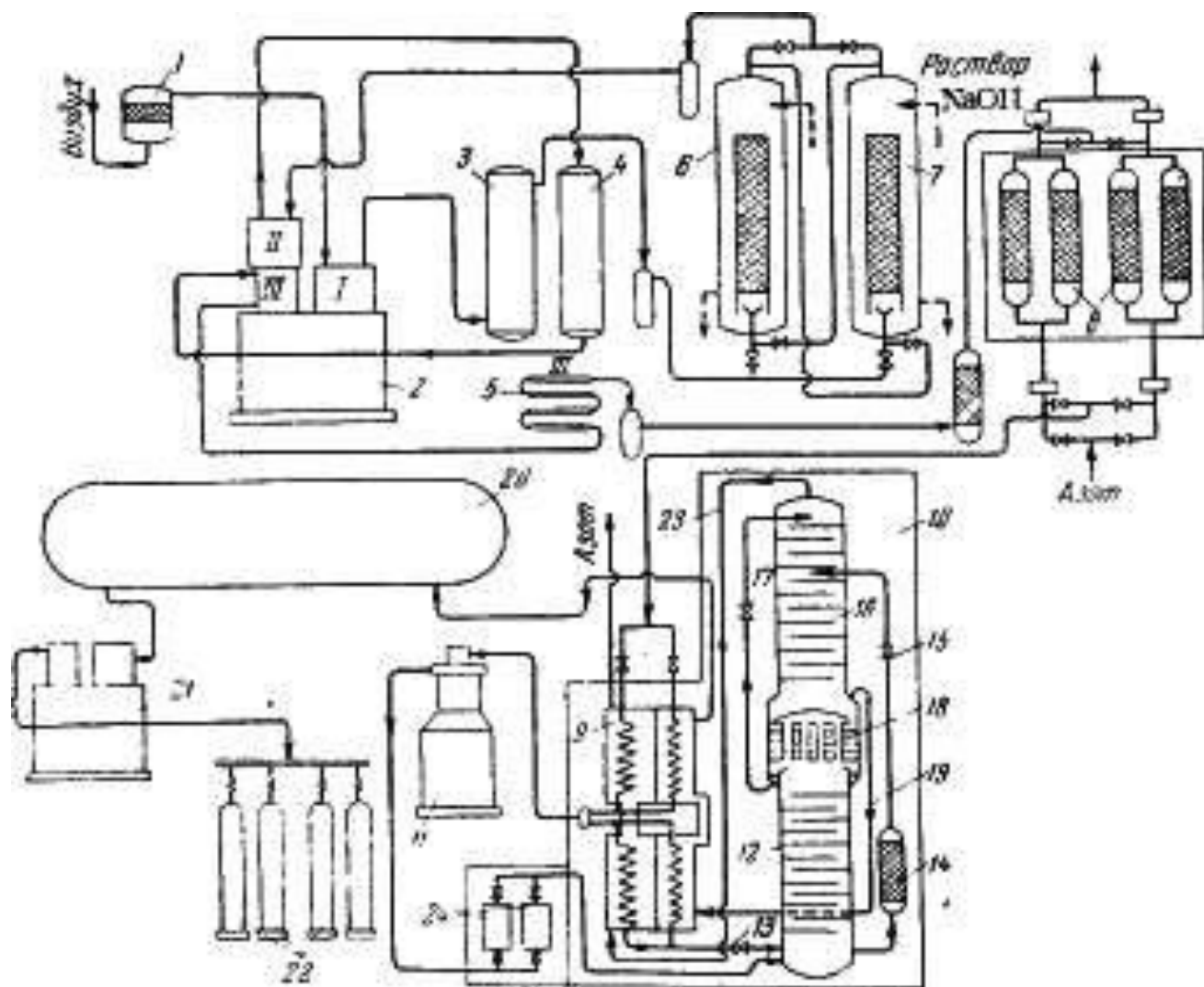
В качестве примера такой теплоэнергетической установки может служить отечественная установка типа КГС-130-1, работающая по циклу среднего давления с поршневым детандером. Эта установка предназначена для получения газообразного кислорода в количестве до 130 м³/час. Схема установки изображена на рис. 3.10.

Атмосферный воздух через фильтр 1 засасывается вертикальным воздушным компрессором 2 производительностью 720 м³/час сжимая до давления 50-60 атм. при пуске и до 30 атм., при установившемся режиме. Компрессор имеет три ступени сжатия и соответственно этому снабжен тремя холодильниками. Для 1 и 11 ступеней используются вертикальные трубчатые холодильники 2 и 4, а для 11 ступени — холодильник 5 типа «труба в трубе». Между 1 и 11 ступенями воздух проходит два последовательно включенных вертикальных декарбонизатора 6 и 7.

В декарбонизаторах воздух с помощью раствора едкого натра очищается от углекислого газа. Декарбонизаторы работают под давлением 3-3,5 атм. После 11 ступени компрессора сжатый воздух направляется в блок осушки 8, где из него удаляется влага, поглощаемая активным глиноземом.

Осушенный воздух идет далее в теплообменник 9 разделительного аппарата 10. Теплообменник имеет две части – верхнюю и нижнюю. После верхней части около 25-26% сжатого воздуха, охладившегося до -50°C , отводят в поршневой детандер 11. В детандере эта часть воздуха расширяется с 30 до 5 атм., охлаждается и поступает в куб нижней колонны 12. Остальной сжатый воздух в количестве 74-75% проходит вторую(нижнюю) часть теплообменника 9, где охлаждается до -145°C . Затем этот воздух через расширительный вентиль 13, в котором его давление снижается до 5 атм., а также поступает в куб нижней колонны.

В дальнейшем процесс разделения воздуха идет, как обычно. Обогащенная кислородом жидкость из куба нижней колонны через адсорбер ацетилена 14 и расширительный вентиль 15 подается в верхнюю колонну 16. В адсорбере жидкий обогащенный воздух очищается от ацетилена, который поглощается находящимся в адсорбере силикагелем или активным глиноземом. В вентиле 13 происходит понижение давления воздуха с 5 до 0,2 атм. Через третий расширительный вентиль 17 в верхнюю колонну из карманов конденсатора 18 подается жидкий азот. Газообразный кислород по трубе 19 через кислородную секцию теплообменника отводится из конденсатора в газгольдер 20. Затем с помощью кислородного компрессора 21 этим кислородом наполняют баллоны 22 под давлением 150-165 атм. Газообразный азот по трубе 23 поступает из верхней колонны в азотную секцию теплообменника и затем выбрасывается в атмосферу. Часть азота периодически отбирается для восстановления (регенерации) активного глинозема в блоке осушки. Фильтры 24 служат для очистки воздуха, поступающего в колонну из детандера, от частиц масла, которым смазывают цилиндр детандера. Эти фильтры работают попеременно, отогреваясь по мере забивки их маслом.



1 – воздушный фильтр; 2 – компрессор; 3,4,5 – холодильник; 6,7 – декарбонизаторы; 8 – блок осушки; 9 – теплообменник; 10 – разделительный аппарат; 11 – детандер; 12 – нижняя колонна; 13 – воздушный расширительный вентиль; 14 – адсорбер ацетилена; 15 – кислородный расширительный вентиль; 16 – верхняя колонна; 17 – азотный расширительный вентиль; 18 – кислородный расширительный вентиль; 19 – труба для отвода кислорода; 20 – газгольдер; 21 – кислородный компрессор; 22 – детандерные фильтры 3-3,5 атм.

Рис. 3.10. Схема теплоэнергетической установки среднего давления с поршневым детандером

Установка типа КГС-130-1 дает кислород чистотой 99,5% при расходе энергии 0,95-1,1 кВт·ч/м³ кислорода. С учетом расхода энергии на наполнение баллонов и вспомогательные нужды общий расход составляет 1,3-1,4 кВт·ч/м³ кислорода.

Период пуска установки продолжается около 10 часов. С целью увеличения холодопроизводительности рабочее давление в компрессоре во время пуска поддерживается равным 50-60 атм., причем в детандер подается до 50% общего количества воздуха. Этот же режим можно использовать и в том случае, когда одновременно с газообразным кислородом необходимо получать некоторое количество жидкого кислорода или азота.

Конструкция установки типа КГС-130-1 разработана отечественными специалистами. Эта установка является более совершенной, чем установка типа С-130, так как имеет более длительный рабочий период и расходует меньшее количество электроэнергии едкого натра.

После III ступени компрессора сжатый воздух направляется в блок осушки 8, где из него удаляется влага, поглощаемая активным глиноземом. Осушенный воздух далее в теплообменник 9 разделительного аппарата 10. Теплообменник имеет две части-верхнюю и нижнюю. После верхней части около 25-26% сжатого воздуха, охладившегося до -50 °С, отводят в поршневой детандер 11. В детандере эта часть воздуха расширяется с 30 до 5 атм. охлаждается и поступает в куб нижней колоны 12. Остальной сжатый воздух в количестве 74 – 75 % проходит вторую (нижнюю) часть теплообменника 9, где охлаждается до – 145 °С. Затем этот воздух через расширительный вентиль 13, в котором его давление снижается до 5 атм., также поступает в куб нижней колоны.

В дальнейшем процесс разделения воздуха идет, как обычно. Обогащённый кислородом жидкость из куба нижней колоны через адсорбер ацетилена 14 и расширительный вентиль 15 подается в верхнюю колонну 16. В адсорбере жидкий обогащенный воздух очищается от ацетилена, который поглощается находящимся в адсорбере силикагелем или активным глиноземом. В вентиле 13 происходит понижение давления воздуха с 5 до 0,2 атм. Через третий расширительный вентиль

17 в верхнюю колонну из карманов конденсатора 18 подается жидкий азот. Газообразный кислород по трубе 19 через кислородную секцию теплообменника отводится из конденсатора в газгольдер 20. Затем с помощью кислородного компрессора 21 этим кислородом наполняют баллоны 22 под давлением 150-165 атм. Газообразный азот по трубе 23 поступает из верхней колоны в азотную секцию теплообменника и затем выбрасывается в атмосферу. Часть азота периодически обтирается для восстановления (регенерации) активного глинозема в блоке осушки. Фильтры 24 служат для очистки воздуха, поступающего в колонну из детандера, от частиц масла, которым смазывают цилиндр детандера. Эти фильтры работают попеременно, отогреваясь по мере забивки их маслом.

Аргон как инертный газ находит широкое применение при внепечной обработке металлов.

Аргон извлекают из воздуха в воздухоразделительных теплоэнергетических аппаратах попутно с получением кислорода из азота.

Температура кипения аргона при атмосферном давлении равна – 185,7°С, то есть находится между температурой кипения кислорода (-182,95°С) и азота (- 195,8 °С). Поэтому аргон при ректификации воздуха распределяется между азотом и кислородом, частично примешиваясь к каждому из них.

В аппаратах, производящих более чистый кислород, количество аргона в кислороде составляет 0,33-0,6%, а в азоте 1-1,1%. В аппаратах для получения чистого азота содержание аргона в кислороде достигает 3,6%, а в азоте – только 0,15%.

В аппаратах двукратной ректификации основное количество аргона скапливается на тарелках верхней колонны, расположенных несколько ниже места ввода в нее обогащенной кислородом жидкости из испарителя нижней колонны. На рис. 3.11 показана схема кислородно-аргонного теплоэнергетического аппарата.

Парообразная аргонная фракция с содержанием 10-12% аргона подается из основной колонны 1 в нижнюю часть аргонной колонны 2, имеющей верхней части конденсатор 3. В межтрубное пространство этого конденсатора под давлением 0,5 атм. подается обогащенная кислородом жидкость из испарителя нижней колонны

через расширительный вентиль 4. Эта жидкость имеет более низкую температуру, чем пары, поступающие в конденсатор 3 из аргонной колонны. Поэтому последние частично конденсируются в трубках конденсатора, а образующаяся при этом жидкость стекает вниз, что улучшает процесс ректификации аргонной фракции в колонне 2. В результате этого процесса из верхней части аргонной колонны отводятся аргонно-кислородо-азотная смесь (сырой аргон) состав: 45-49% аргона, 48-50% кислорода и 2-5% азота. Жидкость из межтрубного пространства конденсатора 3 вместе с образовавшимся над нею паром вновь подается в основную колонну на соответствующую тарелку. Жидкость, собирающаяся в нижней части аргонной колонны, освобожденная от значительной части аргона, снова стекает на ту же тарелку основной колонны.

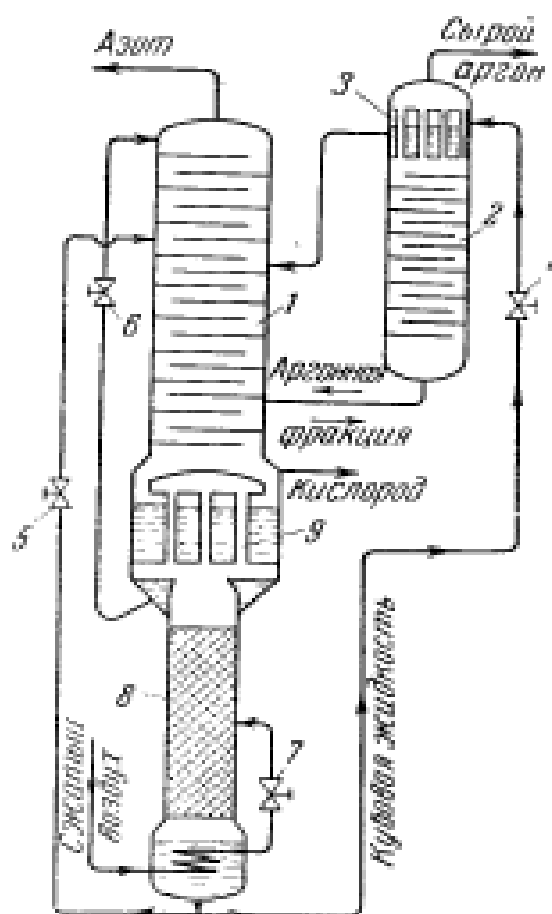


Рис. 3.11. Кислородно-аргонный теплоэнергетический аппарат

Полученный сырой аргон отводится из аргонной колонны через теплообменник в установленный после него вентиль (на рисунке не показано), газгольдер, а затем подвергается очистке, от содержащегося в нем кислорода. С этой целью сырой аргон пропускают через специальные печи, наполненные серой. Сера сгорает за счет кислорода, образуя сернистый газ, который затем поглощается водой и щелочным раствором в промывателях и скрубберах. Остаток кислорода в аргоне поглощается в электрических печах, заполненных медной стружкой, или адсорберах с активированным углем. После такой очистки получается так называемый технический аргон, содержащий 84-86% аргона, 14-16% азота, до 0,5% кислорода и до 0,2% углекислоты. Для очистки сырого аргона от кислорода вместо серы можно пользоваться водородом. Водород, сгорая в специальной печи за счет кислорода, содержащегося в сыром аргоне, образует водяные пары, которые затем удаляют из очищаемого газа.

Технический аргон может быть подвергнут дальнейшей чистке от азота путем дополнительной ректификации.

Сжижение воздуха с целью извлечения из него аргона неразрывно связано с охлаждением воздуха до очень низкой температуры. Охлаждение является процессом, обратным нагреванию, и состоит в отнятии тепла от охлаждаемого тела другим веществом, имеющим более низкую температуру. В процессе охлаждения происходит передача тепла от более нагретого тела (охлаждаемого) к менее нагретому телу (охлаждающему). Поскольку при этом от охлаждаемого тела отнимается часть тепловой энергии, то его температура понижается.

Отнятие тепла от охлаждаемого вещества и передача его другому веществу осуществляют посредством хладагента, в качестве которого можно применить любой газ. В аргонном производстве для этой цели используют аммиак, метан, этилен, азот и, наконец, воздух.

Для того чтобы хладагент мог выполнять свое назначение, его температуру искусственно понижают ниже температуры охлаждаемого вещества, вследствие чего происходит передача тепла от охлаждаемого тела к хладагенту. При этом температура последнего вновь повышается, и с целью ее понижения хладагент

приводят в соприкосновение с другим, менее нагретым веществом, например, охлаждающей водой. Таким образом с помощью хладагента тепло как бы переносится с более холодного тела (охлаждаемый газ) на более нагретое (вода).

Этот процесс переноса тепла подобен перекачиванию воды насосом с более низкого уровня на более высокий. Так же, как и подача воды насосом, описанный выше процесс переноса тепла возможен лишь при затрате соответствующего количества энергии (работы).

Процесс охлаждения, осуществляемый с помощью какого-либо хладагента и сопровождающийся затратой работы, называется холодильным процессом или холодильным циклом.

Каким же путем осуществляется понижение температуры самого хладагента в холодильном цикле? Для этой цели используются процессы расширения газа, применяемого в качестве хладагента. Предварительно газ сжимается в компрессоре, на что расходуется работа, затрачиваемая в холодильном цикле.

В аргонном производстве в качестве хладагента для охлаждения и сжижения воздуха наиболее часто применяется тот же воздух. При расширении воздух заметно охлаждается. Это можно проверить следующим простым опытом. Возьмем колбу, наполненную на $1/3$ водой и закрытую пробкой, через которую пропущена трубка от резиновой груши. Сдавлив грушу, мы сожмем воздух в колбе, так как передадим туда воздух, находившийся в груше. Спустя некоторое время после того, как установится равновесие между парами воды (насыщающими воздух в колбе) и жидкостью, быстро ослабим грушу. Благодаря этому воздух в колбе расширится, и произойдет его охлаждение. Внешне это будет заметно, но туман, который образуется в колбе вследствие конденсации паров воды, находящихся в охлажденном воздухе.

С целью получения очень низкой температуры, необходимой для сжижения воздуха, в холодильный цикл дополнительно включают теплообменник. Теплообменник служит для охлаждения сжатого воздуха перед его расширением. Это охлаждение в теплообменнике осуществляется обратным потоком более холодного газа, уже охлажденного в процессе расширения.

Теплообменник сам по себе не производит холода. Он только накапливает и сохраняет холод в аргонном аппарате, являясь своеобразным «барьером», препятствующим уносу холода обратными потоками газов из аппарата. Без теплообменника было бы невозможно охладить воздух до той температуры, которая требуется для его сжижения.

Расширение сжатого воздуха можно осуществлять двумя путями:

- 1) пропусканием через узкую щель специального расширительного вентиля. Такой процесс называется дросселированием;
- 2) расширением воздуха в цилиндре или на лопатках рабочего колеса специальной машины-детандера, с производством внешней работы.

Соответственно этому в технике глубокого охлаждения применяются два основных холодильных цикла: 1) цикл с дросселированием воздуха и 2) цикл с расширением воздуха в детандере и производством внешней работы.

Оба эти цикла могут применяться при получении холода, необходимого для поддержания воздухоразделительного аппарата в охлажденном рабочем состоянии. Этот цикл основан на явлении сильного охлаждения сжатого газа, которое происходит в случае расширения его с одновременным производством внешней работы. Такой процесс: имеет место при расширении сжатого воздуха в цилиндре поршневого двигателя (детандера) или на лопатках ротора воздушной турбины (турбодетандера).

При расширении газ производит внешнюю работу за счет содержащейся в нем внутренней тепловой энергии, вследствие чего он сам сильно охлаждается. Охлаждение будет тем больше, чем больше степень расширения, т. е. разность между начальным и конечным давлениями газа, другими словами, чем больше будет работа, производимая газом при расширении.

Этот способ охлаждения газа очень эффективен и позволяет даже при небольшом давлении быстро охлаждать воздух до очень низкой температуры, при которой он превращается в жидкость.

В таблице 3.2 приведена температура воздуха в конце расширения его в детандере с различного начального давления до конечного давления в 1 атм., и при начальной температуре 30°.

Таблица 3.2 – Теоретическая и действительная температура воздуха в конце расширения в детандере при различном начальном давлении

Начальное давление атм	Конечная температура, °С		Начальное давление атм	Конечная температура, °С	
	теоретическая	действительная		Теоретическая	Действительная
10	-128	- 83	40	-173	-118
20	-158	- 102	50	-182	-122
30	-108	- 112	60	-187	-124

Действительная температура в конце расширения всегда будет выше теоретической вследствие несовершенства работы детандера по сравнению с теоретическим процессом расширения воздуха в нем.

Схема холодильного цикла среднего давления с детандером изображена на рис. 3.12.

Воздух сжимается в компрессоре 1 до давления 20-40 атм. и, пройдя змеевик водяного холодильника 2, поступает в теплообменники 3 и 4. После теплообменника 3 часть воздуха в количестве 70-80% отводится в цилиндр поршневого детандера 5. Сжатый и охлажденный в предварительном теплообменнике 3, воздух расширяясь до давления в 1 атм., толкает поршень детандера 5, производя тем самым внешнюю работу, а сам при этом сильно охлаждается.

Расширившийся и охладившийся в детандере воздух отводится затем наружу через теплообменник 4 и 3, отдавая свой холод поступающему сжатому воздуху. Оставшиеся 20-30% сжатого воздуха, не прошедшие через детандер, идут к расширительному вентилю 6 и, сжимаясь после дросселирования, собираются в

сборнике 7, откуда сливаются через вентиль 8. Испарившаяся в сосуде часть жидкого воздуха направляется обратно в теплообменник 4 и 3, отдавая свой холод сжатому воздуху.

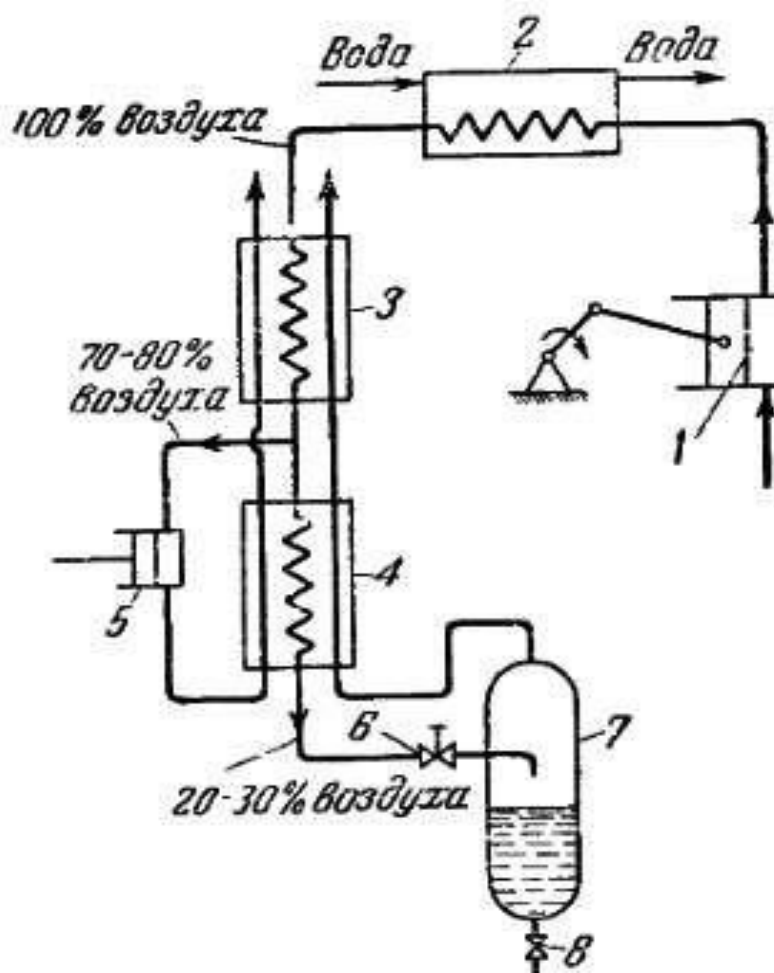


Рис. 3.12. Схема холодильного цикла среднего давления с детандером

Количество холода, получаемое в цикле с детандером, зависит от давления, температуры и количества воздуха, направляемого на детандер.

Чем выше давление, тем более низкую температуру должен иметь воздух перед детандером и тем большее количество воздуха должно направляться в детандер.

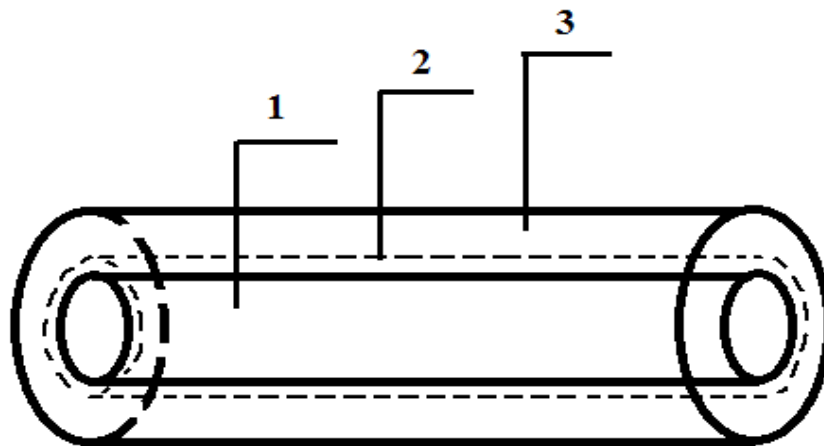
При очень низком давлении воздуха, порядка 6-7 атм., в детандер приходится направлять очень большое количество воздуха, охлажденного предварительно в

теплообменнике до очень низкой температуры, порядка от -160° до -170°C . В этом случае вместо поршневого детандера применяется турбодетандер, в котором расширение воздуха происходит на лопатках быстро вращающегося рабочего колеса (ротора).

Процесс охлаждения свежей порции воздуха в теплообменнике предварительно охлаждённом воздухом важный этап холодильного цикла, направленного на разделение воздуха на кислород, азот и аргон. При этом аргон получают попутно с первыми двумя газами.

Рассмотрим принципиальную схему охлаждения свежей порции воздуха в теплообменнике трубчатого типа [49].

Пусть свежий воздух, имеющий температуру атмосферы, поступают во внутреннюю область теплообменника, а предварительно охлаждённый воздух – во внешнюю область (рис. 3.13). При этом внутренняя и внешняя области разделены твёрдой стенкой, имеющий цилиндрическую форму.



1 – свежая порция воздуха; 2 – твердая стенка; 3 – предварительно охлажденный воздух

Рис. 3.13. Принципиальная схема охлаждения воздуха в теплообменнике

Введем следующие обозначения:

$t_1 = f(\tau)$ - убывающая во времени температура свежей порции воздуха, °C;

$t_2 = const$ – постоянная во времени температура предварительно охлажденного воздуха, °C;

Тепловой поток (поток холода) от внутренней поверхности стенки трубы, разделяющий теплый и холодный воздух идёт на охлаждение свежей порции воздуха, что выражается уравнением теплового потока:

$$\frac{D}{d\tau} \iiint_{(V)} \rho_1 c_1 t_1 dv_1 = \iint q_n^{(1)} ds_1, \quad (3.27)$$

где $\frac{D}{d\tau}$ – полная производная по времени;

(\iiint, \iint) – интегралы по объёму и поверхности области занимаемой свежей порцией воздуха;

$\rho_1 c_1$ – плотность и удельная теплоемкость этого воздуха;

$q_n^{(1)}$ – удельный тепловой поток, идущий на его охлаждение, отнесённый к единице площади поверхности S_1 ;

v_1 – объём, занимаемый этим воздухом в пределах цилиндра радиуса R_1 длиной L .

При этом:

$$S_1 = 2\pi R_1 \cdot L; \quad v_1 = \pi R_1^2 \cdot L; \quad (3.28)$$

используя известную теорему о свойстве интегралов, можно записать:

$$v_1 \cdot \rho_{cp}^{(1)} \cdot c_{cp}^{(1)} \frac{Dt_1}{d\tau} = q_{ncp}^{(1)} \cdot S, \quad (3.29)$$

где

$$\frac{Dt_1}{d\tau} = \frac{\partial t_1}{\partial \tau} + (U, \text{grad } t_1). \quad (3.30)$$

Пренебрегая градиентом t_1 вдоль оси цилиндра с учетом $\frac{Dt_1}{d\tau} = \frac{\partial t_1}{\partial \tau}$,

имеем:

$$m_1 \cdot C_{cp}^{(1)} \cdot \frac{dt_1}{d\tau} = q_{ncp}^{(1)} \cdot S_1. \quad (3.31)$$

Это можно записать так:

$$\frac{dt_1}{d\tau} = \frac{q_{ncp}^{(1)} \cdot S_1}{m_1 \cdot C_{cp}^{(1)}}, \quad (3.32)$$

где C_{cp} – означает осреднение по объёму v_1 ;

m_1 – масса свежей порции воздуха;

U – скорость её перемещения вдоль оси.

В рассматриваемом приближении полный тепловой поток $Q_0 < 0$ на внутренней и внешней стороне стенки радиуса R_1 одинаков и равен тепловым потокам, отведенным путем конвекции по закону Ньютона – Рихмана:

$$\alpha_1 \cdot 2\pi R_1 \cdot L(t_{TB}^{(1)} - t_1) = Q_0; \quad (3.33)$$

$$\alpha_2 \cdot 2\pi R_2 \cdot L(t_2 - t_{TB}^{(2)}) = Q_0; \quad (3.34)$$

$$\frac{\lambda_{TB}}{\delta} \cdot \pi(R_1 + R_2) \cdot L \cdot (t_{TB}^{(2)} - t_{TB}^{(1)}) = Q_0. \quad (3.35)$$

Запишем эти соотношения в виде:

$$t_{TB}^{(1)} - t_1 = \frac{Q_0}{\alpha_1 \cdot 2\pi R_1 \cdot L};$$

$$t_2 - t_{TB}^{(2)} = \frac{Q_0}{\alpha_2 \cdot 2\pi R_2 \cdot L};$$

$$t_{TB}^{(2)} - t_{TB}^{(1)} = \frac{Q_0}{\frac{\lambda_{TB}}{\delta} \pi(R_1 + R_2) \cdot L}.$$

Суммируя эти равенства, получим:

$$(t_2 - t_1) = +Q_0 \left\{ \frac{1}{\alpha_1 \cdot 2\pi R_1 \cdot L} + \frac{\delta}{\lambda_{TB} \cdot \pi(R_1 + R_2) \cdot L} + \frac{1}{\alpha_2 \cdot 2\pi R_2 \cdot L} \right\} \quad (3.36)$$

Обозначив выражение в фигурных скобках через B_0 , с учетом того, что $Q_0 = q_{n_{cp}}^{(1)} \cdot S_1$, будем иметь:

$$\frac{dt_1}{d\tau} = \frac{[t_2 - t_1(\tau)]}{B_0 \cdot m_1 \cdot C_{cp}^{(1)}}. \quad (3.37)$$

Полученное обыкновенное дифференциальное уравнение определяет скорость охлаждения свежей порции воздуха.

Поскольку $t_2 = \text{const}$, то $dt_1 = -d(t_2 - t_1)$, поэтому уравнение (3.37) примет вид:

$$\frac{dt_1(t_2 - t_1)}{t_2 - t_1} = \frac{d\tau}{B_0 \cdot m_1 \cdot C_{cp}^{(1)}}.$$

Интегрируя это уравнение, имеем:

$$\int_{t_1(0)}^{t_1(\tau)} \frac{d(t_2 - t_1)}{t_2 - t_1} = \int_0^\tau \frac{d\tau}{B_0 \cdot m_1 \cdot C_{cp}^{(1)}}.$$

Таким образом:

$$\ln \left[\frac{t_2 - t_1(\tau)}{t_2 - t_1(0)} \right] = - \int_0^\tau \frac{d\tau}{B_0 \cdot m_1 \cdot C_{cp}^{(1)}}.$$

Вводя безразмерный перепад температур:

$$\theta(\tau) = \frac{t_2 - t_1(\tau)}{t_2 - t_1(0)} = \frac{t_1(\tau) - t_2}{t_1(0) - t_2} \quad (3.38)$$

будем иметь: $\theta(\tau) = e^{-\int_0^\tau \frac{dt}{B_0 \cdot m_1 \cdot C_{cp}^{(1)}}}$,

Масса воздуха m_1 в цилиндре радиусом R_1 длиной L равна:

$m_1 = \rho_{cp}^{(1)} \cdot \pi R_1^2 \cdot L$, поэтому окончательно приходим к выражению:

$$\theta(\tau) = e^{-\frac{1}{\pi R_1^2 \cdot L} \int_0^\tau \frac{d\tau}{B_0 \cdot \rho_{cp}^1 \cdot C_{cp}^1}}, \quad (3.39)$$

где

$$B_0 = \frac{1}{2\pi R_1 \cdot L \cdot \alpha_1} + \frac{\delta}{\pi(R_1 + R_2) \cdot L \cdot \lambda_{\text{ТВ}}} + \frac{1}{2\pi R_2 \cdot L \cdot \alpha_2} =$$

$$= \frac{1}{2\pi R_1 \cdot L} \cdot \left\{ \frac{1}{\alpha_1} + \frac{\delta}{\lambda_{\text{ТВ}} \left(1 + \frac{\delta}{2R_1}\right)} + \frac{1}{\alpha_2 \left(1 + \frac{\delta}{R_1}\right)} \right\}.$$

В реальных условиях: $R_1 \gg \delta$, поэтому:

$$B_0 = \frac{1}{2\pi R_1 \cdot L} \cdot \left\{ \frac{1}{\alpha_1} + \frac{\delta}{\lambda_{\text{ТВ}}} + \frac{1}{\alpha_2} \right\} = \frac{R_0^*}{2\pi R_1 \cdot L}, \quad (3.40)$$

где R_0^* - термическое сопротивление системы:

$$R_0^* = \frac{1}{\alpha_1} + \frac{\delta}{\lambda_{\text{ТВ}}} + \frac{1}{\alpha_2}.$$

Выражение (3.39) окончательно принимает вид:

$$\theta(\tau) = e^{-\left(\frac{2}{R_1}\right) \int_0^\tau \frac{d\tau}{\rho_{\text{ср}}^{(1)} \cdot C_{\text{ср}}^{(1)} \cdot R_0^*}}. \quad (3.41)$$

При этом:

$$t_1(\tau) = t_2 + \theta \cdot \{t_1(0) - t_2\}. \quad (3.42)$$

На основе формул (3.41) и (3.42) разработана компьютерная вычислительная программа. При обработке табличных данных по методу наименьших квадратов, в эту программу закладывались следующие температурные зависимости теплофизических характеристик воздуха в диапазоне температур $[-170, +30]^\circ\text{C}$:

$$\rho = 1.26 - 0.00269 \cdot T + 5.52 \cdot 10^{-5} \cdot T^2;$$

$$C_p = 1004,7 + 0,016 \cdot T + 0,0007 \cdot T^2;$$

$$\lambda = 10^{-2} \cdot (2,41 + 0,00786 \cdot T - 3,97 \cdot 10^{-6} \cdot T^2);$$

$$\nu = 10^{-6} \cdot (13,05 + 0,087 \cdot T + 0,00013 \cdot T^2).$$

Эти зависимости использованы для разработки режима интенсификации теплообмена в рассматриваемой системе [50].

Численное исследование теплообмена на основе компьютерной программы дает следующие результаты:

$$t_2 = -170^\circ\text{C}$$

$$\tau = 0 \text{ с}; t_1 = +20;$$

$$\tau = 100 \text{ с}; t_1 = -80,6;$$

$$\tau = 200 \text{ с}; t_1 = -122,6;$$

$$\tau = 300 \text{ с}; t_1 = -142,7;$$

$$\tau = 400 \text{ с}; t_1 = -153,8;$$

$$\tau = 500 \text{ с}; t_1 = -160,3;$$

$$\tau = 600 \text{ с}; t_1 = -164,1;$$

$$\tau = 700 \text{ с}; t_1 = -166,5;$$

$$\tau = 800 \text{ с}; t_1 = -167,9;$$

$$\tau = 900 \text{ с}; t_1 = -168,7;$$

$$\tau = 1000 \text{ с}; t_1 = -169,2;$$

$$t_2 = -160^\circ\text{C};$$

$$\tau = 0,0 \text{ с}; t_1 = +20;$$

$$\tau = 100 \text{ с}; t_1 = -75,3;$$

$$\tau = 200 \text{ с}; t_1 = -115,7;$$

$$\tau = 300 \text{ с}; t_1 = -134,7;$$

$$\tau = 400 \text{ с}; t_1 = -145,1;$$

$$\tau = 500 \text{ с}; t_1 = -151,4;$$

$$\tau = 600 \text{ с}; t_1 = -154,7;$$

$$\tau = 700 \text{ с}; t_1 = -156,8;$$

$$\tau = 800 \text{ с}; t_1 = -158,1;$$

$$\tau = 900 \text{ с}; t_1 = -158,8;$$

$$\tau = 1000 \text{ с}; t_1 = -159,3;$$

$$t_2 = -150^\circ\text{C}$$

$$\tau = 0,0 \text{ с}; t_1 = +20;$$

$$\tau = 100 \text{ с}; t_1 = -70,0;$$

$$\tau = 200 \text{ с}; t_1 = -108,6;$$

$$\tau = 300 \text{ с}; t_1 = -126,7;$$

$$\tau = 400 \text{ с}; t_1 = -169,5;$$

$$\tau = 600 \text{ с}; t_1 = -145,3;$$

$$\tau = 700 \text{ с}; t_1 = -147,1;$$

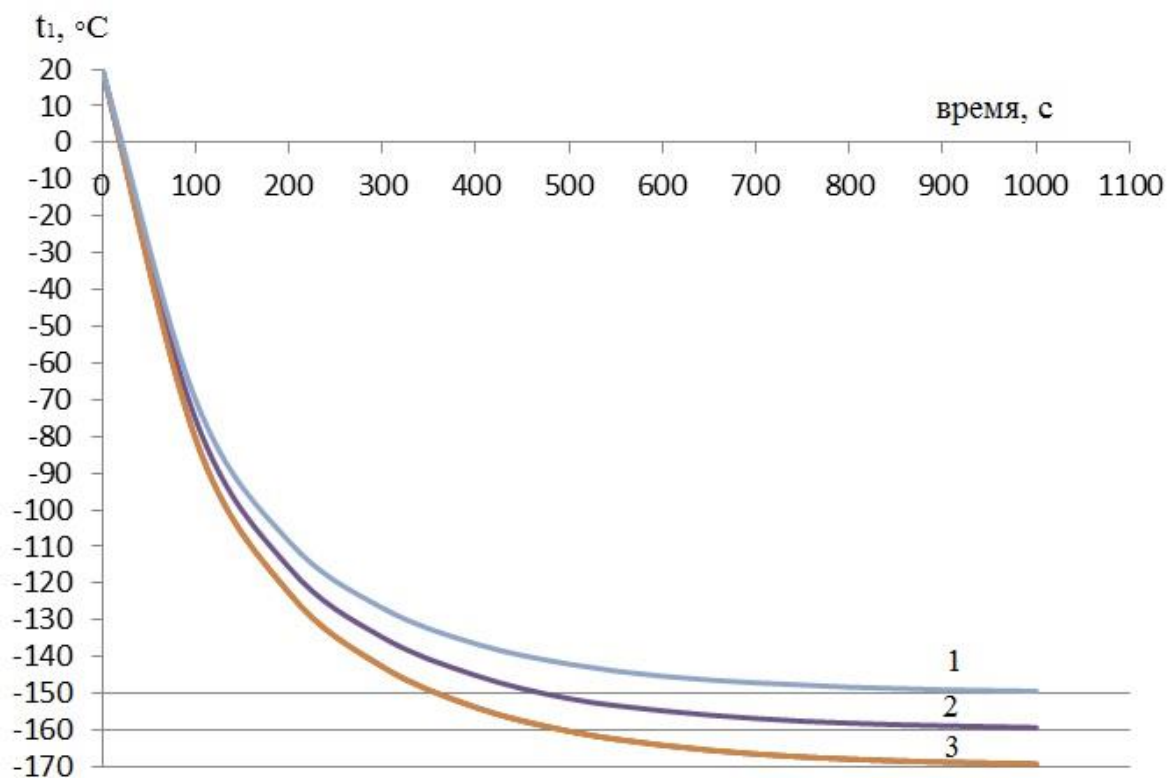
$$\tau = 800 \text{ с}; t_1 = -148,4;$$

$$\tau = 900 \text{ с}; t_1 = -148,3;$$

$$\tau = 1000 \text{ с}; t_1 = -149,4;$$

$$\tau = 500 \text{ с}; t_1 = -142,0;$$

На основании полученных данных был построен график зависимости температуры свежей порции воздуха от температуры хладагента (рис. 3.14).



$$1: t_2 = -150^\circ\text{C}; \quad 2: t_2 = -160^\circ\text{C}; \quad 3: t_2 = -170^\circ\text{C};$$

Рис. 3.14. График зависимости температуры свежей порции воздуха от температуры хладагента

При этом значения других параметров закладывались следующие:

Число Рейнольдса $Re = 67400 < Re_{кр} = 100\,000$; $t_1(0) = +20^\circ\text{C}$; $\Delta\tau = 100 \text{ с}$; $\tau_k = 1000 \text{ с}$; $r_1 = 0,5 \text{ м}$; $\delta = 0,01 \text{ м}$; $U1 = 1,0 \text{ м/с}$; $U2 = 2,0 \text{ м/с}$.

При численном исследовании теплообмена в зависимости от скорости движения хладагента в программу вводим значения:

$$t_2 = -170^\circ\text{C}; t_1 = +20^\circ\text{C}; \Delta\tau = 100 \text{ с}; \tau_k = 1000 \text{ с};$$

$$r_1 = 0,5 \text{ м}; \delta = 0,01 \text{ м}; U1 = 1,0 \text{ м/с}$$

$$U2 = 1,0 \text{ м/с};$$

$\tau = 0 \text{ с}; t_1 = +20^\circ\text{C};$	$\tau = 600 \text{ с}; t_1 = -153,5;$
$\tau = 100 \text{ с}; t_1 = -67,2$	$\tau = 700 \text{ с}; t_1 = -163,0;$
$\tau = 200 \text{ с}; t_1 = -110,2;$	$\tau = 800 \text{ с}; t_1 = -165,4;$
$\tau = 300 \text{ с}; t_1 = -132,4;$	$\tau = 900 \text{ с}; t_1 = -167,0;$
$\tau = 400 \text{ с}; t_1 = -145,6;$	$\tau = 1000 \text{ с}; t_1 = -168,0;$
$\tau = 500 \text{ с}; t_1 = -154,0;$	
$U_2 = 0,5 \text{ м/с}$	
$\tau = 0 \text{ с}; t_1 = +20^\circ\text{C};$	$\tau = 600 \text{ с}; t_1 = -150,2;$
$\tau = 100 \text{ с}; t_1 = -50,5;$	$\tau = 700 \text{ с}; t_1 = -155,6;$
$\tau = 200 \text{ с}; t_1 = -92,4;$	$\tau = 800 \text{ с}; t_1 = -159,5;$
$\tau = 300 \text{ с}; t_1 = -116,7;$	$\tau = 900 \text{ с}; t_1 = -162,3;$
$\tau = 400 \text{ с}; t_1 = -132,2;$	$\tau = 1000 \text{ с}; t_1 = -164,4;$
$\tau = 500 \text{ с}; t_1 = -142,8;$	

При этом приняты обозначения:

$t_2 = \text{const}$, температура предварительно охлажденного воздуха (хладагента), $^\circ\text{C}$;

$t_1 = f(\tau)$ – убывающая во времени температура свежего воздуха, $^\circ\text{C}$;

$\Delta\tau$ – шаг по времени;

τ_k , с – конечный момент времени;

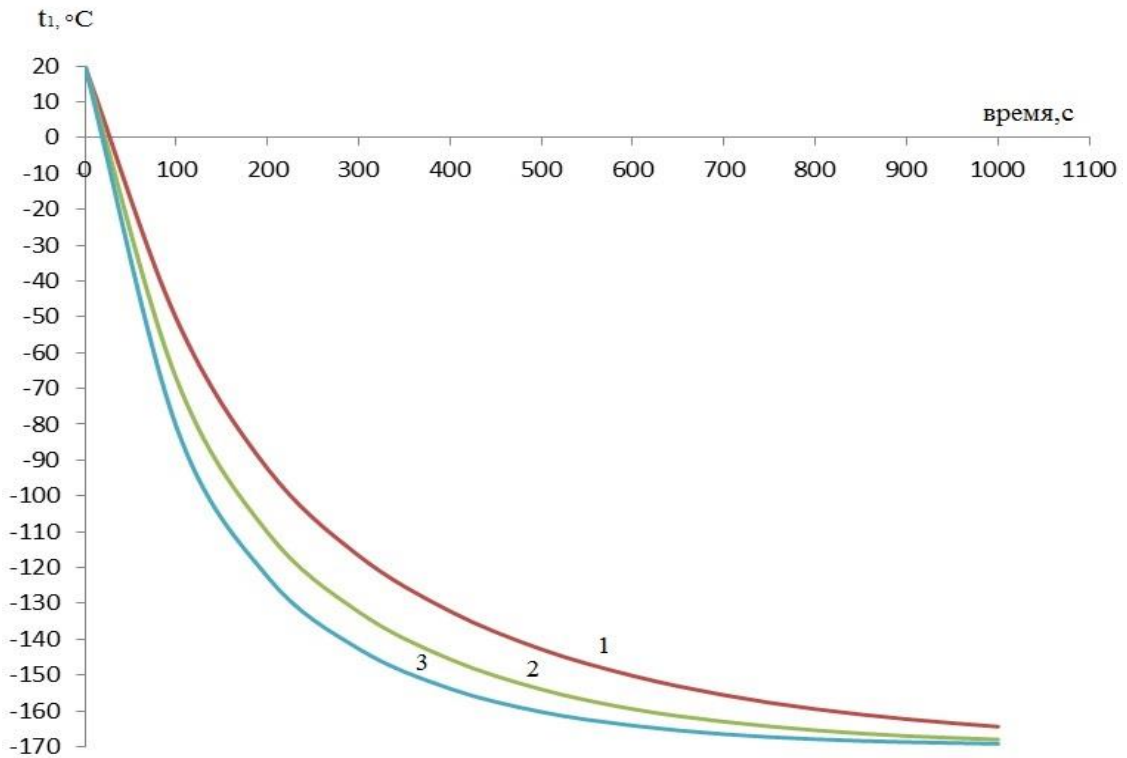
r_1 , м – радиус трубы, в которой течет свежий воздух;

δ , м – толщина трубы;

U_1 – скорость свежего воздуха, м/с;

U_2 – скорость предварительно охлажденного воздуха, м/с.

Используя полученные данные, был построен график зависимости температуры свежей порции воздуха от скорости движения хладагента в трубе (рис. 3.15).



1: $U_2 = 0,5 \text{ м/с}$; 2: $U_2 = 1,0 \text{ м/с}$; 3: $U_2 = 2,0 \text{ м/с}$

Рис. 3.15. График зависимости температуры свежей порции воздуха от скорости движения хладагента в трубе

При численном исследовании теплообмена в зависимости от радиуса трубы в математическую модель вводим значения:

$$t_2 = -170^\circ\text{C}; \quad t_1(0) = +20^\circ\text{C}; \quad \tau = 100\text{с};$$

$$\tau_k = 1000\text{с}; \quad U_1, U_2 = 1 \text{ м/с}; \quad \delta = 0,01\text{м};$$

$$r_1 = 0,5\text{м}$$

$$\tau = 100\text{с}: t_1 = -67,2^\circ; \quad \tau = 600\text{с}: t_1 = -159,5^\circ;$$

$$\tau = 200\text{с}: t_1 = -110,2^\circ; \quad \tau = 700\text{с}: t_1 = -163,0^\circ;$$

$$\tau = 300\text{с}: t_1 = -132,3^\circ; \quad \tau = 800\text{с}: t_1 = -165,4^\circ;$$

$$\tau = 400\text{с}: t_1 = -145,7^\circ; \quad \tau = 900\text{с}: t_1 = -167,0^\circ;$$

$$\tau = 500\text{с}: t_1 = -154,0^\circ; \quad \tau = 1000\text{с}: t_1 = -168,0^\circ;$$

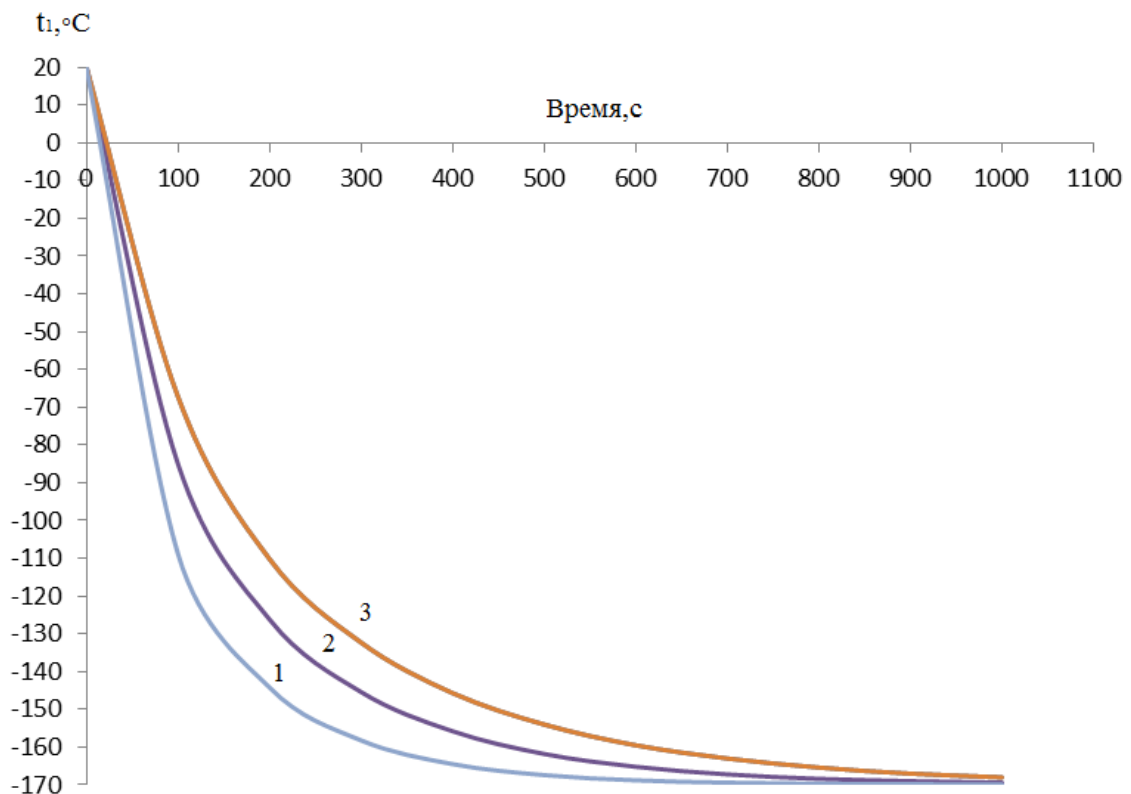
$$r_1 = 0,4\text{м}$$

$$\tau = 100\text{с}: t_1 = -85,0^\circ; \quad \tau = 600\text{с}: t_1 = -165,2^\circ;$$

$$\tau = 200\text{с}: t_1 = -126,2^\circ; \quad \tau = 700\text{с}: t_1 = -167,2^\circ;$$

$\tau = 300\text{с: } t_1 = -145,4^\circ;$	$\tau = 800\text{с: } t_3 = -168,4^\circ;$
$\tau = 400\text{с: } t_1 = -155,8^\circ;$	$\tau = 900\text{с: } t_3 = -169,0^\circ;$
$\tau = 500\text{с: } t_1 = -161,8^\circ;$	$\tau = 1000\text{с: } t_3 = -169,4^\circ;$
$r_1 = 0,3\text{м}$	
$\tau = 100\text{с: } t_1 = -108,8^\circ;$	$\tau = 600\text{с: } t_1 = -168,8^\circ;$
$\tau = 200\text{с: } t_1 = -144,2^\circ;$	$\tau = 700\text{с: } t_1 = -169,4^\circ;$
$\tau = 300\text{с: } t_1 = -158,2^\circ;$	$\tau = 800\text{с: } t_3 = -169,7^\circ;$
$\tau = 400\text{с: } t_1 = -164,5^\circ;$	$\tau = 900\text{с: } t_3 = -169,8^\circ;$
$\tau = 500\text{с: } t_1 = -167,4^\circ;$	$\tau = 1000\text{с: } t_3 = -169,4^\circ;$

Обобщая полученные с помощью математической модели значения, был построен график зависимости температуры воздуха от радиуса трубы (рис. 3.16).



1: $r_1 = 0,3 \text{ м}$; 2: $r_1 = 0,4 \text{ м}$; 3: $r_1 = 0,5 \text{ м}$

Рис. 3.16. График зависимости температуры воздуха от радиуса трубы

Анализ графиков позволяет сделать следующие выводы:

– при снижении температуры t_2 хладагента возрастет разность $(t_1 - t_2)$, т.е. поток холода, который забирает теплосодержание свежей порции воздуха; отсюда и происходит интенсификация процесса его охлаждения.

– при увеличении скорости движения хладагента возрастает коэффициент α конвективного теплообмена, т.е. поток холода, который забирает теплосодержание свежей порции воздуха; отсюда и происходит интенсификация процесса его охлаждения.

– при снижении радиуса r_1 трубы, по которой течет свежая порция воздуха, уменьшается его масса, а охлаждение воздуха меньшей массы происходит интенсивнее.

Выводы по разделу 3

1. Разработана математическая модель процессов тепломассопереноса при внепечной дегазации жидкого металла от растворенного в нем азота продувкой аргоном, которая впервые учитывает теплообмен расплава с атмосферой через слой шлака.
2. Результаты численного исследования на основе этой модели показали, что потери теплосодержания расплава в процессе продувки его аргоном зависит от удельного расхода аргона и коэффициента теплопроводности шлака, покрывающего поверхность металла.
3. Установлено, что зависимость эффективности диффузии атомов азота в расплаве от интенсивности продувки металла аргоном проходит через экстремум (максимум), локализация которого определяет энергоресурсосберегающий режим технологии.
4. Экономия дорогостоящего аргона сводится к сбережению энергоресурсов воздухоразделительной установки, по его получению. Получили развитие теоретические основы холодильного цикла, участвующего в различных вариантах получения аргона.

По результатам, представленным в разделе 3, опубликованы работы [48,49,50].

РАЗДЕЛ 4

УСТАНОВЛЕНИЕ АДЕКВАТНОСТИ МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ ПРОЦЕССОВ ТЕПЛОМАССОПЕРЕНОСА

Для установления адекватности разработанной математической модели процессов тепломассопереноса проведем сравнение ее результатов с количественными данными лабораторных исследований японских авторов [51] и нашими результатами [52] «холодного» моделирования (рис. 4.1).

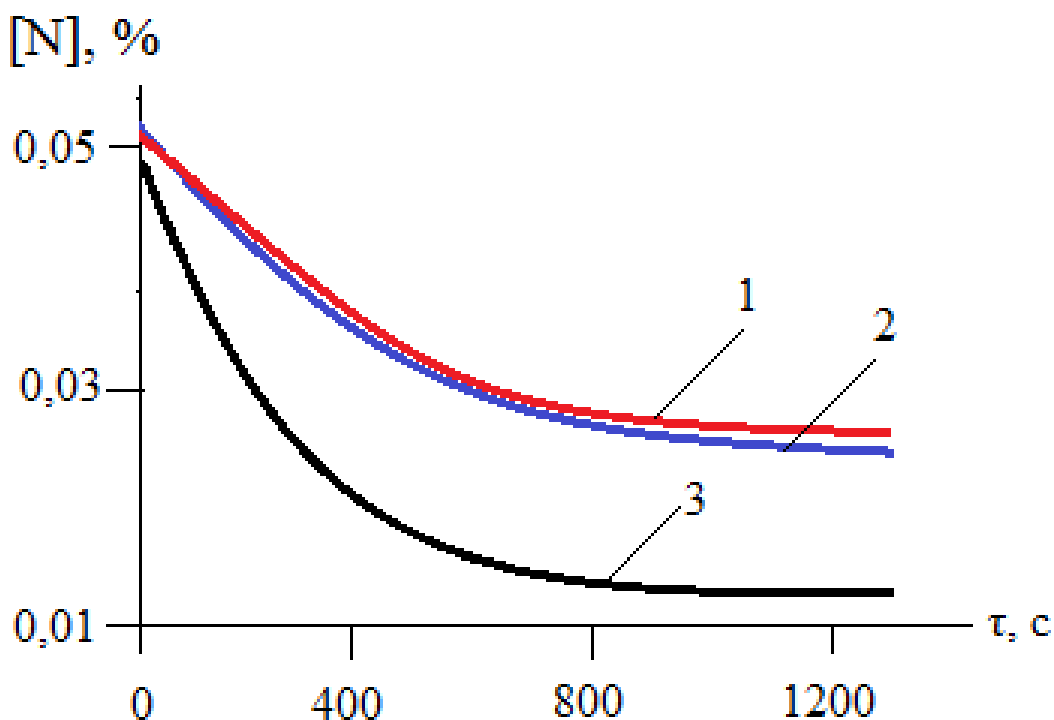


Рис. 4.1. Зависимость концентрации азота в расплаве железа от времени продувки

$H=5,4$ см; $d_n = 0,1$ см; $\Omega_{\text{опт}} = 1,43 \text{ см}^3/\text{с}$; $M=376$ г; $[S]=0,052\%$; $[O]=0,028\%$;
 $[C]=0,0\%$.

Работа [53] относится к дегазации расплава железа от растворенного азота продувкой аргонem. В порядке установления этой адекватности в компьютерную программу закладывались данные этого лабораторного эксперимента.

Сопоставление графиков лабораторных (1) и расчетных (2) результатов свидетельствует об их удовлетворительном согласовании.

Как оказалось, качественное поведение кривых идентично. Расхождение в количественном отношении не превышает $\sim 5\%$ и объясняется известным из литературных источников отклонением системы «железо – азот» от состояния термодинамического равновесия, который заложен в основу математической модели. Кривая (3) графика соответствует результатам математического моделирования диффузионного процесса при пренебрежении наличием в металле поверхностно-активных серы и кислорода. При этом, учет адсорбции этих веществ поверхностью пузырей аргона дает результат, который существенно лучше согласуется с экспериментальными данными.

С целью правильного выбора параметров «холодной» модели исследуемой многопараметрической технологии, проведем следующий критериальный анализ.

Технология внепечной дегазации жидкого металла всплывающими пузырями аргона в стационарном гидродинамическом режиме может быть описана следующим минимальным набором определяющих критериев:

$$Eu = \frac{P_0}{\rho_{\text{ж}} \cdot U^2}; We = \frac{\sigma_{\text{ж}}}{L \cdot P_0}; Re = \frac{U \cdot L}{\nu_{\text{ж}}}. \quad (4.1)$$

Здесь P_0 , L , U – масштабы гидростатического давления в жидкой ванне, ее уровня и скорости всплывания в ней пузырей аргона; $\nu_{\text{ж}}$, $\sigma_{\text{ж}}$, $\rho_{\text{ж}}$ – кинематическая вязкость, поверхностное натяжение и плотность жидкости.

Введем масштабные коэффициенты:

$$m_L = \frac{L_H}{L_M}; m_p = \frac{P_{0,H}}{P_{0,M}}; m_{Re} = \frac{Re_H}{Re_M}, \quad (4.2)$$

где индексы «Н» и «М» относятся соответственно к натуральному объекту и его модели.

Условия подобия гидродинамических процессов запишется в виде:

$$\frac{P_{0,H}}{\rho_{ж,H} \cdot U_H^2} = \frac{P_{0,M}}{\rho_{ж,M} \cdot U_M^2}; \frac{\sigma_{ж,H}}{L_H \cdot P_{0,H}} = \frac{\sigma_{ж,M}}{L_M \cdot P_{0,M}}; m_{Re} = 1. \quad (4.3)$$

Таким образом, основным критерием подобия выбран критерий Рейнольдса, а два других критерии используем для определения масштабных коэффициентов.

Производя математические выкладки, можно получить:

$$m_L = \left(\frac{\sigma_{ж,H} \cdot \rho_{ж,M}}{\sigma_{ж,M} \cdot \rho_{ж,H}} \right)^{\frac{1}{2}}, m_P = \left(\frac{\sigma_{ж,H} \cdot \rho_{ж,H}}{\sigma_{ж,M} \cdot \rho_{ж,M}} \right)^{\frac{1}{2}}$$

Если в качестве модельной жидкости взять воду [54], заменяющую расплав металла, то значения теплофизических коэффициентов будут иметь значения:

$$\rho_{ж,H} = 6,9 \text{ г/см}^3; \rho_{ж,M} = 1,0 \text{ г/см}^3;$$

$$\sigma_{ж,H} = 1600 \text{ эрг/см}^2; \sigma_{ж,M} = 73 \text{ эрг/см}^2;$$

$$\nu_{ж,H} = 0,8 \cdot 10^{-2} \text{ см}^2/\text{с}; \nu_{ж,M} = 1,0 \cdot 10^{-2} \text{ см}^2/\text{с}.$$

В этом случае масштабные коэффициенты выразятся значениями:

$$m_L = 1,8; m_P = 12,7 \quad (4.4)$$

Разработана лабораторная установка [55] – это прямо- и противоточный реактор, изготовленный из плексиглаза и представляющий собой цилиндрическую емкость высотой 0,5 м и диаметром 0,132 м. Днище реактора выполнялось двойным с воздушной коробкой. Верхнее днище-аналог «пористого кольца», ограниченного радиусом R в диапазоне $[\frac{R}{2}; \frac{3R}{2}]$, в виде дырок диаметром 1 мм в днище емкости. Часть воздухопровода, который контактирует с «пористым кольцом», выполнена в виде расширяющейся воронки. К воздушной коробке присоединялся коллектор, по которому подавался воздух для продувки водяной ванны в режимах прямо- и противотока. В последнем случае, для интенсификации процессов конвективной диффузии в ванне, продувка совмещалась со сливом воды в реактор из водопроводного крана. По завершению наполнения реактора жидкостью наступает режим прямотока.

Коллектор воздушного дутья через ротаметр соединялся с ресивером воздушного компрессора. Давление, создаваемое компрессором, составляло 3-5 атм. и поддерживалось автоматически специальным регулятором. Расходомер фиксировал интенсивность продувки в диапазоне $0,0\text{--}1,5 \cdot 10^{-3} \text{ м}^3/\text{с}$. При моделировании конвективной диффузии из жидкости к всплывающим пузырям воздуха в качестве вещества, растворенного в воде, использовали хлор. Концентрацию хлора определяли методом титрования воды метилоранжем в кислой среде.

В исследованиях использовалась лабораторная установка, изображенная на рис. 4.2.

В соответствии с параметрами разработанной «холодной» модели значения масштабных коэффициентов оказались близкими своим теоретическим значениям:

$$m_L = 2,0 \text{ (вместо 1,8); } m_P = 13,8 \text{ (вместо 12,7); } m_{Re} = 1,12 \text{ (вместо 1,0).}$$

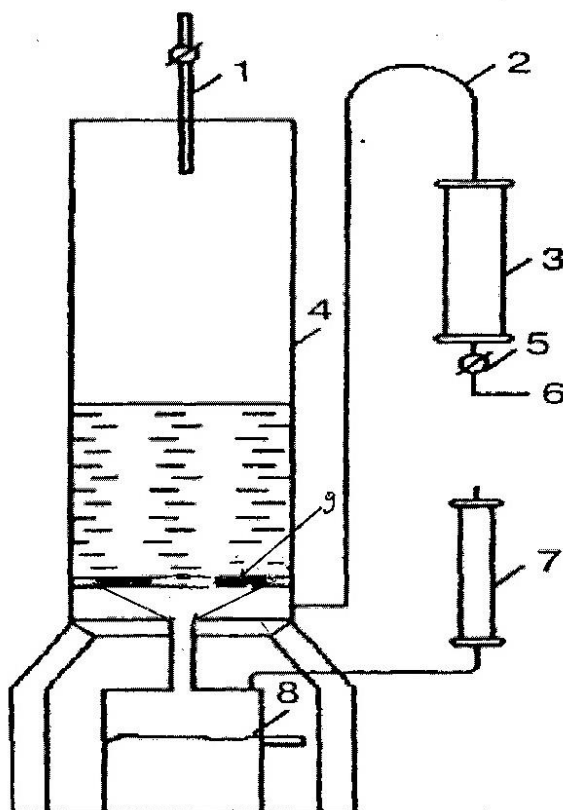


Рис. 4.2. Модель лабораторной установки: 1 – водопровод; 2 – воздухопровод; 3,7 – ротаметры; 5 – кран; 6 – магистраль; 8 – отстойник; 9 – «пористое кольцо».

Таким образом, можно утверждать, что гидродинамическая структура течения в лабораторных условиях и математической модели, отражающей реальную технологию близки друг другу. В обоих вариантах режим продувки должен быть пузырьковым, а не струйным или переходным.

Вместе с тем коэффициенты диффузии хлора в воде и атомов азота в расплавах различных металлов и, соответственно, значение диффузионного критерия Прандтля различны. Например, для азота в жидком железе:

$$(Pr_D)_H = \frac{v_{ж,Н}}{D_N} = \frac{1,0 \cdot 10^{-2} \text{ см}^2/\text{с}}{3,7 \cdot 10^{-3} \text{ см}^2/\text{с}} = 2,7;$$

для хлора в воде:

$$(Pr_D)_M = \frac{v_{ж,M}}{D_{Cl}} = \frac{0,8 \cdot 10^{-2} \text{ см}^2/\text{с}}{0,14 \cdot 10^{-4} \text{ см}^2/\text{с}} = 570.$$

Поскольку гидродинамическая структура течения определяет характер конвективной диффузии в жидкой ванне, то несмотря на различие коэффициентов диффузии хлора в воде и атомов азота в расплавах различных металлов (различие диффузионных критериев Прандтля) можно утверждать о качественно (не количественно) идентичном поведении кривых графиков диффузионных зависимостей. Аналогичной точки зрения придерживается известный специалист в области внепечной обработки металла, заслуженный деятель науки и техники проф. И.И. Борнацкий.

Экспериментальным путем исследовалась зависимость эффективности ε конвективной диффузии хлора в водяной ванне в функции основных параметров: $F_0, \tau, V, \beta = D/\delta(U)$. Здесь F_0 – площадь межфазной поверхности «вода – поверхность пузырей воздуха»; τ – время продувки; V – объем жидкой ванны; β – коэффициент массопередачи; D – коэффициент диффузии хлора в воде; U – средняя скорость всплывания пузырей воздуха в жидкой ванне; δ – толщина диффузионного пограничного слоя на этой межфазной поверхности.

Комплексный безразмерный параметр эффективности конвективной диффузии представлен в виде:

$$Z = (\beta \cdot F_0 \cdot \tau)/V. \quad (4.5)$$

Результаты экспериментальных исследований представлены на рис. 4.3 и 4.4. Как следует из рис. 4.3, кривая $\varepsilon(Z)$ содержит три характерные области. В первой области ($Z \leq 2,0$) конвективная диффузия протекает очень интенсивно, что выражается в быстром росте ε . Во второй области $2,0 \leq Z \leq 3,0$ изменение ε

незначительно. При $Z \approx 2,5$ наблюдается максимум ε . При $Z > 3,0$ наблюдается снижение ε .

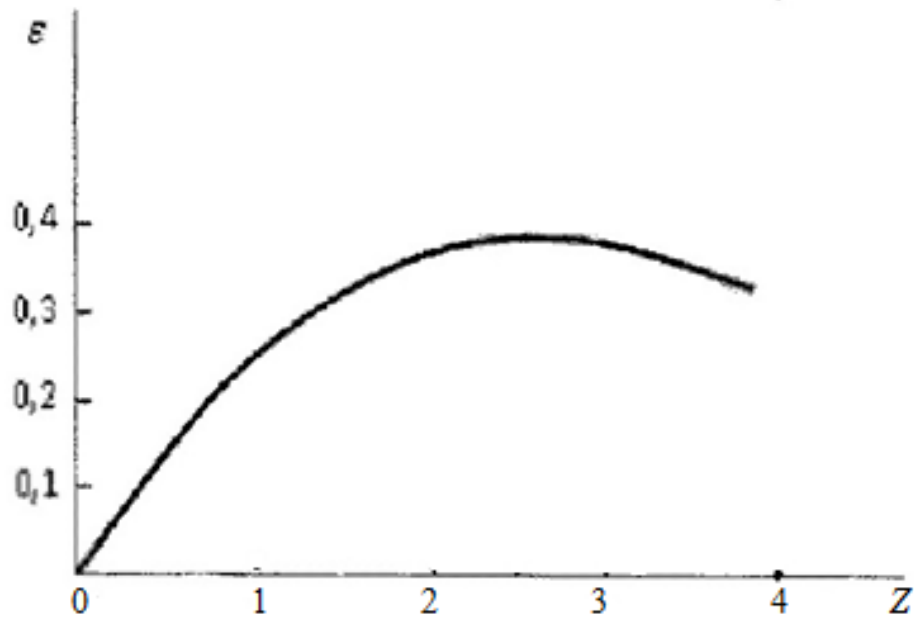


Рис. 4.3. Зависимость эффективности конвективной диффузии хлора в водном растворе от значений параметра Z

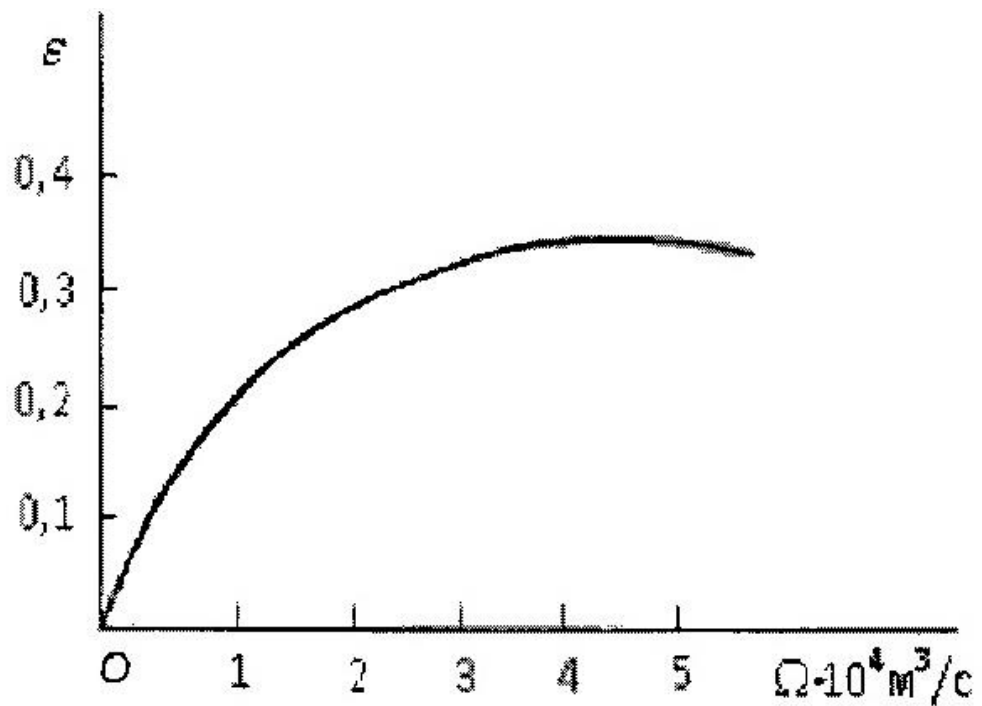


Рис. 4.4. Зависимость эффективности конвективной диффузии хлора в водном растворе от интенсивности продувки

Графическая зависимость $\varepsilon(Z)$ с использованием метода наименьших квадратов может быть представлена в диапазоне $Z \in [0,0;4,0]$ в виде:

$$\varepsilon = 0,85 \cdot Z - 0,17 \cdot Z^2. \quad (4.6)$$

Варьируя в этой зависимости интенсивность продувки Ω (через параметр F_0) при фиксированных значениях других параметров, получим график (рис. 4.4) зависимости $\varepsilon(\Omega)$ по завершению слива воды в реактор.

Как следует из графика, при увеличении интенсивности продувки эффективность ε конвективной диффузии хлора в водном растворе возрастает. Это следует из факта увеличения при этом количества пузырей воздуха, внедряемых в единицу времени в жидкую ванну. Однако, при некотором оптимальном значении $\Omega_{\text{опт}} \approx 4,0 \cdot 10^{-4} \text{ м}^3/\text{с}$ дальнейший рост ε (по достижению максимума) прекращается. Существование $\Omega_{\text{опт}}$, как излагалось ранее, связано с наличием противоположной тенденции: снижение времени контакта пузырей с жидкой ванной при росте Ω , вследствие чего рафинирующая способность каждого из пузырей уменьшается.

При обработке результатов эксперимента использовались данные работ.

$$\delta(U) = (rv_{\text{ж}}/U)^{1/2}, \quad (4.7)$$

$$r_0 = (3r_n\sigma_{\text{ж}}/2g\rho_{\text{ж}})^{1/2}, \quad (4.8)$$

$$U = \left[gr \frac{\rho_{\text{ж}} - \rho_{\text{г}}}{\rho_{\text{ж}} + \rho_{\text{г}}} + \frac{\sigma_{\text{ж}}}{r(\rho_{\text{ж}} + \rho_{\text{г}})} \right]^{1/2}. \quad (4.9)$$

Здесь r_0 , r – начальное и среднее значения радиуса всплывающего пузыря; r_n – радиус поры; $\rho_{\text{г}}$ – средняя плотность воздуха в пузырях; g – ускорение силы тяжести.

Варируя τ в параметре Z при фиксированных значениях других характеристик построен график (рис. 4.5), который, как и рис. 4.4 качественно согласуется с результатами математического моделирования

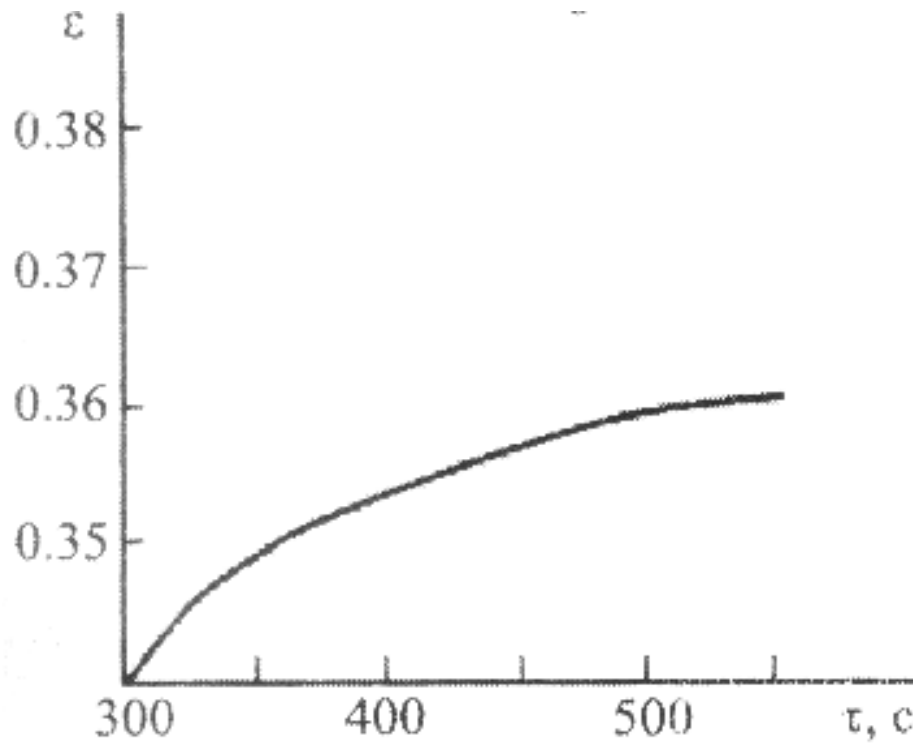


Рис. 4.5. Зависимость эффективности конвективной диффузии хлора в воде от времени продувки ($\tau \geq \tau_{\text{в}}=300 \text{ с}$)

Выводы по разделу 4

Результаты экспериментальных исследований согласуются с соответствующими результатами математического моделирования. Энергоресурсосберегающий режим технологии определяется компьютерной программой, построенной на основе разработанной математической модели.

По результатам, представленным в разделе 4, опубликованы работы [52,55].

РАЗДЕЛ 5**ЭНЕРГОРЕСУРСОСБЕРЕЖЕНИЕ ПРИ ИНТЕНСИФИКАЦИИ
ПРОЦЕССОВ ПЕРЕНОСА В УСЛОВИЯХ ВОЗДЕЙСТВИЯ НА МЕТАЛЛ
ЭЛЕКТРОСТАТИЧЕСКОГО ПОЛЯ ДОКРИТИЧЕСКИХ
НАПРЯЖЕННОСТЕЙ****5.1. Фундаментальные исследования**

Актуально воздействие электростатического поля на расплав в процессе дегазации [56,57,58]. Как известно, электростатическое поле вызывает в жидком металле два вида эмиссии частиц: электронную и ионную. Электронная эмиссия разделяется на автоэлектронную (при наличии внешнего электрического поля) и термоэлектронную (испускание электронов происходит вследствие нагретости металла).

При этом, вклад термоэлектронной эмиссии в электронную мал. При интенсификации процессов тепломассопереноса (массопереноса при неизотермическом расплаве) значение имеют следующие характеристики его поверхностного слоя: толщина, степень заполнения удаляемыми из расплава частицами, характер их взаимных связей. Эти характеристики определяют интенсификацию процессов тепломассопереноса через преодоление частицами сопротивления со стороны поверхностно-активных элементов (ПАЭ) расплава и занятием ими свободных мест на границе раздела «металл-вакуум». Это связано с преодолением сопротивления со стороны ПАЭ. Между частицами и ПАЭ возникает борьба за место на границе раздела фаз. Только те частицы, которые имеют достаточную энергию для преодоления этого сопротивления, могут успешно занять места на поверхности раздела фаз.

Атомы и ионы удаляемого газа сосредотачиваются в первом наружном поверхностном слое, в котором формируется повышенное значение

напряженности внешнего поля. Ионы металла располагаются во втором слое, где напряженность поля ниже вследствие экранирующего влияния первого слоя.

Результаты исследований показывают, что газы в расплаве металлов с высокой температурой плавления находятся хотя бы частично в виде ионов. Это дает основание для интенсификации с помощью электрического поля процессов тепломассопереноса в металле.

Для десорбции в вакуумное пространство ионов удаляемого азота им необходимо сообщить энергию активации, большую энергию их связи с поверхностью металла. Эта энергия сообщается внешним электростатическим полем. При этом объединение двух атомов азота в нейтральную молекулу азота существенно облегчает ее десорбцию в полость вакууматора.

Механические напряжения, возникающие в адсорбционном слое под воздействием внешнего поля имеют значения порядка $E_z^2/8\pi$. Какой бы высокой не была прочность связи этих ионов с поверхностью металла, увеличением E_z всегда можно создать напряжения, превышающие эту прочность. В результате становится возможным как удаление электрически заряженных частиц с поверхности расплава, так и интенсификация процессов тепломассопереноса в жидкой ванне.

Известно, что скорость реакции молизации частиц (атомов и ионов) удаляемого азота возрастает с уменьшением концентрации ПАЭ в расплаве и увеличением во второй степени концентрации этих частиц на межфазной поверхности. Это создает предпосылки интенсификации технологии, если молизационное звено участвует в лимитировании процессов тепломассопереноса в металле.

Теоретически предпосылки интенсификации процессов тепломассопереноса при дегазации неподвижных расплавов в электрическом поле даны в работах [59,60]. Как следует из этих работ, изменяя напряженность электрического поля, можно влиять на интенсивность процессов тепломассопереноса.

Дополнительное включение таких воздействующих факторов как давление газа над расплавом и его температуры значительно расширяет возможности интенсификации процессов тепломассопереноса при дегазации жидкого металла.

Экспериментальные исследования Э.В. Мюллера позволяют интенсифицировать перенос ионов с поверхности металла в вакуум под воздействием электрического поля высокого напряжения (5-30 Кв на расстоянии 1,7 см до электрода от поверхности неподвижного расплава). Существуют наработки как в СНГ [61,62,63], так и в зарубежных странах, которые подтверждают актуальность выбранного направления исследования.

Математические модели процессов тепломассопереноса при внепечной дегазации жидкого металла без участия электростатического поля изложены в работах [64,65,66,67,68,69,70].

Для постановки задачи математического моделирования процессов переноса при внепечной дегазации расплава в условиях одновременного воздействия на межфазную поверхность «вакуум-металл» продувки аргоном и электростатического поля докритических напряженностей с источником в вакуум-камере, актуальна задача записи граничного условия для уравнения конвективной диффузии на этой поверхности. Решение этой задачи проведено с использованием метода аналогий и результатов работы [71], выполненной для водорода.

Классическая форма записи закона Сиверта не может быть использована для решения этой задачи, поскольку она не учитывает воздействие электростатического поля на расплав.

В работе [72] предложена одна из возможных обобщенных форм записи граничного условия для уравнения конвективной диффузии на межфазной поверхности «вакуум-металл»:

$$C_n = K_N \cdot \sqrt{P_{N_2}} [(1-i) + i \cdot K(r, E)], \quad (5.1)$$

где C_n – концентрация атомов азота в поверхностном слое межфазной границы «вакуум-металл»; P_{N_2} – парциальное давление азота в вакуум-камере; K_N – постоянная Сиверта для азота; i – степень ионизации атомов азота в этом слое; K – безразмерная функция напряженности E электростатического поля и радиальной координаты r (в условиях осевой симметрии системы), определяемая решением уравнения Максвелла.

В данной работе при выполнении расчетно-теоретического анализа распределения атомов азота по межфазной поверхности "вакуум-металл" используется предположение об их полной ионизации для условий расплавов металлов с высокой температурой плавления.

Соотношение (5.1) обобщает полученные результаты на возможность их частичной ионизации. Также использовано допущение о том, что система находится в состоянии электродинамического равновесия, при котором распределение плотности ρ заряда ионов азота по межфазной поверхности «вакуум-металл» в каждый момент времени для движущего расплава идентично случаю его неподвижного состояния. Для определения искомого распределения плотности заряда ионов азота по рассматриваемой поверхности использовано уравнение Максвелла:

$$\operatorname{div} \vec{E}' = \rho, \quad (5.2)$$

где \vec{E}' – распределение напряженности электростатического поля, создаваемого ионами азота.

Для проведения расчетов по уравнению (5.2) рассмотрен плоский жидкометаллический проводник с плоскостью, параллельной плоскости отрицательно заряженной пластины, создающей электростатическое поле (рис. 5.1).

На рис. 5.1 использованы следующие обозначения: I - плоский жидкометаллический проводник; II - источник внешнего поля; (xoy) , $(\xi o\eta)$ - системы координат, жестко связанные с проводником и источником.

Для дальнейших выкладок принято, что:

- вдоль оси \vec{ox} выполняется следующее условие: $\partial E'_x / \partial x \gg \partial E'_y / \partial y$;
- вертикальная составляющая \vec{E}' , т.е. E'_z не оказывает влияния на движение этих частиц в плоскости (xoy) .

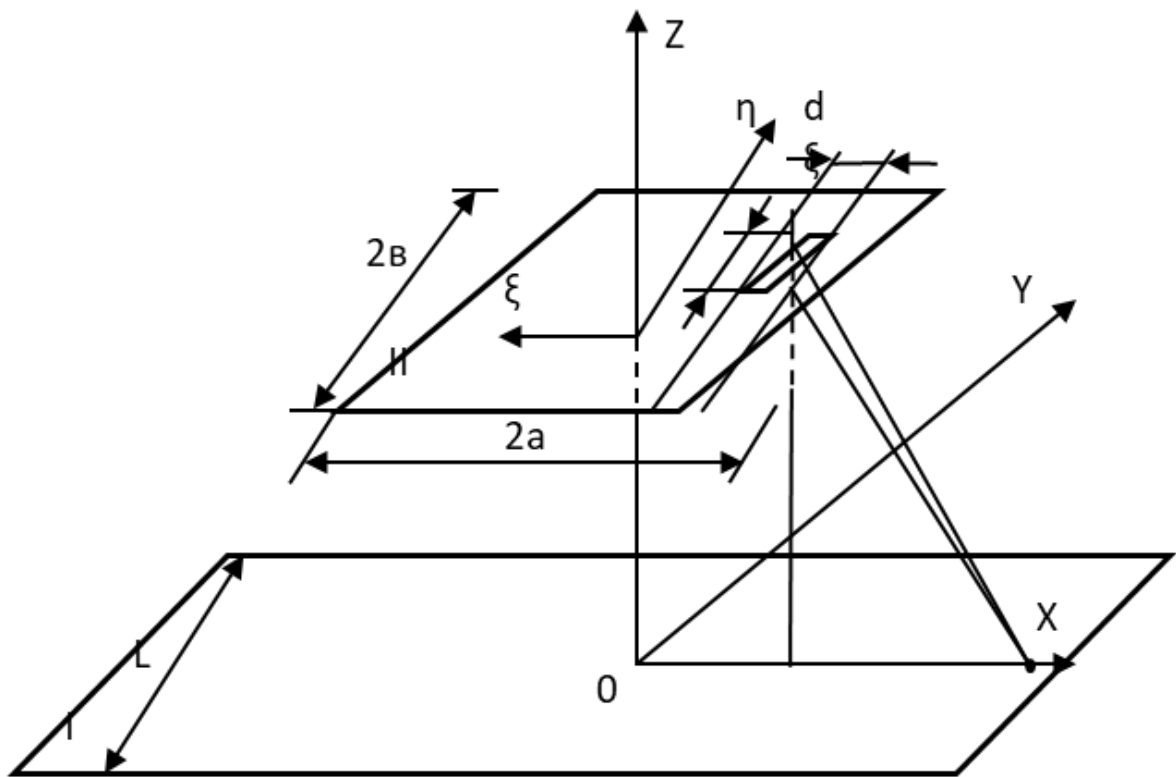


Рис. 5.1. Схема плоского жидкометаллического проводника и источника электростатического поля в виде заряженной пластины

Тогда может быть использовано следующее соотношение:

$$\rho(x) = \frac{dE'_x}{dx}, \quad (5.3)$$

При этом в состоянии динамического равновесия: $E'_x = -E_x$, где E_x - горизонтальная составляющая напряженности внешнего поля.

Величина заряда в элементе $d\xi d\eta$ при его равномерном распределении по поверхности источника равна $(Q/4ab) \times d\xi d\eta$. Напряженность внешнего поля в точке зеркала металла с координатой x равна

$$d^2 E_x = \frac{k_0 Q}{4ab} \cdot \frac{d\xi d\eta}{\left[H^2 + (x + \xi)^2 + \eta^2 \right]}, \quad (5.4)$$

где Q – модуль заряда источника электростатического поля; H – расстояние

между плоскостями; a, b – полудлина и полуширина источника, $k_0 = \frac{1}{4 \cdot \pi \cdot \varepsilon_0 \cdot \varepsilon}$ –

постоянная Кулона.

В результате интегрирования уравнения (5.4) получаем:

$$dE_x = \frac{kQ d\xi}{4ab} \cdot \int_{-b}^{+b} \frac{d\eta}{\left[H^2 + (x^2 + \xi^2) + \eta^2 \right]} = - \left(\frac{kQ}{2ab} \right) \cdot \frac{\arctg \left(\frac{b}{\sqrt{H^2 + (x^2 + \xi^2)}} \right)}{\sqrt{H^2 + (x^2 + \xi^2)}} \cdot d\xi. \quad (5.5)$$

После вторичного интегрирования находим итоговое выражение, описывающее распределение плотности заряда ионов по поверхности жидкометаллического проводника:

$$\rho(x) = \frac{dE_x}{dx} = - \left(\frac{kQ}{2ab} \right) \frac{d}{dx} \int \frac{\arctg \left(\frac{b}{\sqrt{H^2 + (x^2 + \xi^2)}} \right)}{\sqrt{H^2 + (x^2 + \xi^2)}} d\xi = - \frac{kQ}{2ab} \int_{-a}^{+a} F(x, \xi) d\xi, \quad (5.6)$$

где

$$F(x, \xi) = \frac{d}{dx} \left[\frac{\arctg \left(\frac{b}{\sqrt{H^2 + (x^2 + \xi^2)}} \right)}{\sqrt{H^2 + (x^2 + \xi^2)}} \right] =$$

$$= - \frac{(x + \xi)}{[H^2 + (x^2 + \xi^2)]^2} \cdot \left[b + \sqrt{H^2 + (x^2 + \xi^2)} \times \arctg \frac{b}{\sqrt{H^2 + (x^2 + \xi^2)}} \right]. \quad (5.7)$$

Для моделирования процесса дегазации расплава от азота приняты следующие исходные данные: $H=0,1$ м; $\rho_{Me}=7,0 \cdot 10^{+3} \frac{\text{кг}}{\text{м}^3}$; $A_{Me}=56 \frac{\text{кг}}{\text{кмоль}}$; $\varepsilon=1$; $Ne=2$; $a=0,5$ м; $b=0,25$ м. Кроме того, в компьютерный модуль закладывались следующие значения констант: $\varepsilon_0 = 8,85 \cdot 10^{-12} \frac{\text{Кл}^2}{\text{Н} \cdot \text{м}^2}$; $N_A = 6,023 \cdot 10^{+26} \frac{1}{\text{м}^3}$; $e = +1,6 \cdot 10^{-19}$ Кл, где N_A – число Авогадро, e – заряд протона; безразмерная функция K (рис. 5.2) определяется из соотношения $K = (M/e) \cdot (\rho / K_N \cdot \sqrt{P_{N_2}})$, где M – масса иона азота, A_{Me} – атомная масса металла, кг/моль; C и \tilde{C} – концентрация и безразмерная концентрация частиц азота в поверхностном слое межфазной границы «вакуум-металл»; ε – диэлектрическая проницаемость среды в вакуум-камере; ε_0 – диэлектрическая постоянная; ρ_m – плотность металла; ω – скорость вращения сферы; Индексы: м – металл.

Как следует из полученного распределения ионов азота по межфазной поверхности "вакуум-металл" (рис. 5.3) в области проекции на эту поверхность границы электрода, являющегося источником внешнего поля, имеет место повышенная концентрация ионов азота (сгусток), величина которого возрастает с увеличением напряженности этого поля (рис. 5.2) и степени ионизации атомов азота (рис. 5.4).

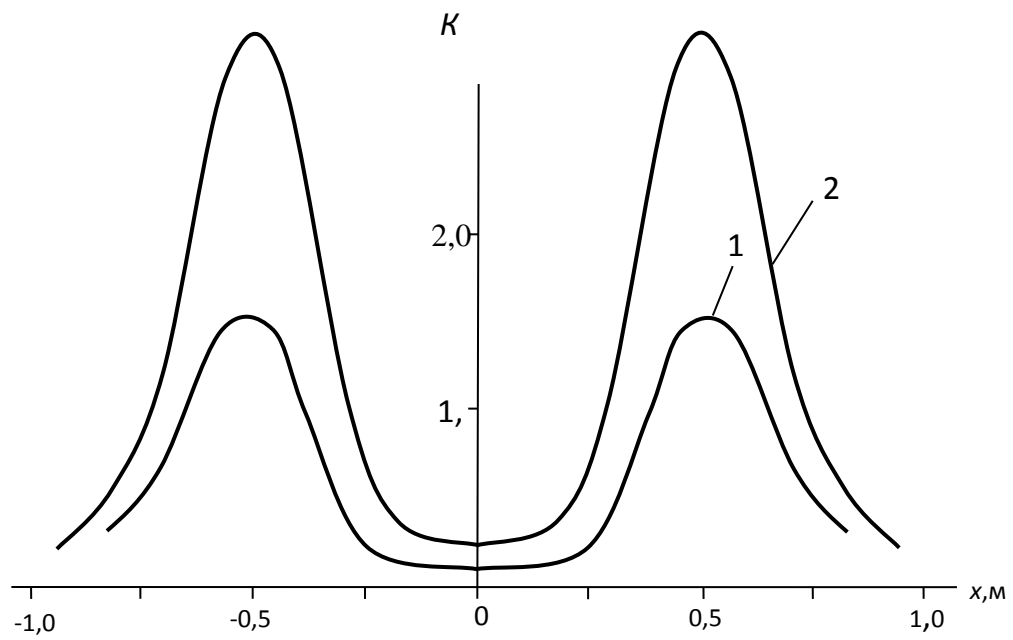


Рис. 5.2. Распределение концентрации азота по межфазной границе при $E=1$ (1) и 2 кВ/см (2)

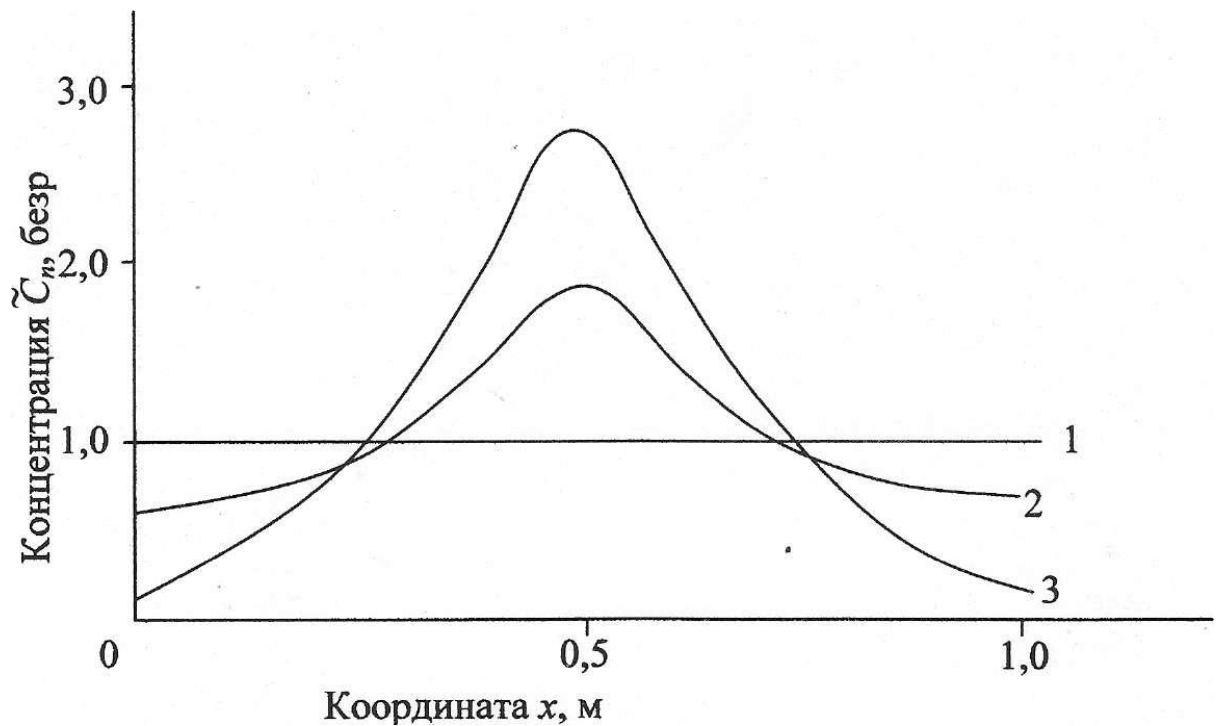


Рис. 5.3. Распределение безразмерной концентрации \tilde{C} ионов азота на межфазной поверхности металл-вакуум при $E=2,0 \text{ кВ/см}$ и $i=0$ (1), $0,5$ (2) и 1 (3)

Для проверки корректности предложенного в работе соотношения (5.1) использованы следующие соображения. Непосредственная экспериментальная проверка соотношения (5.1) затруднительна по причине сложности экспериментального определения i . В данной работе предложено комплексное косвенное подтверждение корректности соотношения (5.1).

На первом этапе были проанализированы граничные случаи:

- при напряженности внешнего поля $E = 0$: $K = 1$ и соотношение (5.1) принимает классическую форму закона Сивертса;
- при степени ионизации атомов азота $i = 0$ соотношение (5.1) также обращается в классическую форму закона Сивертса.

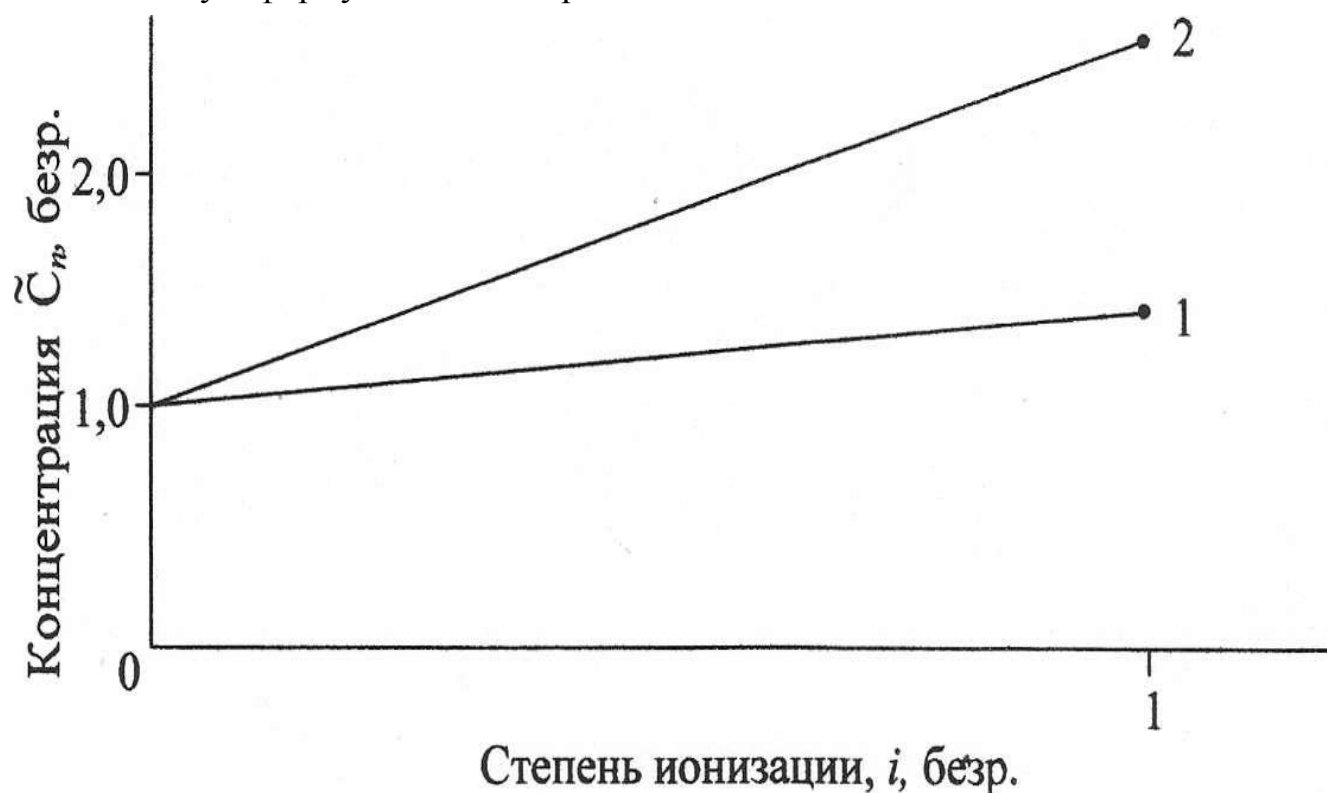


Рис. 5.4. Зависимость максимальной безразмерной концентрации \tilde{C} ионов азота на межфазной поверхности металл-вакуум при степени их ионизации $E=1$ (1) и 2 кВ/см (2)

В качестве второго этапа подтверждения правильности соотношения (5.1) выступает экспериментальная проверка наличия сгустка свободных зарядов на

поверхности металла при его движении в электростатическом поле докритических напряженностей.

Качественная адекватность полученного распределения концентрации заряженных частиц в поверхностном слое металла нуждается в проверке. В случае, если речь идет о неподвижном проводнике, распределение концентрации ионов в поверхностном слое, подобное рис. 5.4, не вызывает сомнений и находится в полном соответствии с решением уравнения Максвелла для таких условий. Однако внепечная дегазация металла в нашем случае сопровождается продувкой аргоном, для которой имеют место конвективные потоки, приводящие к перемешиванию металла. При этом встает вопрос о том, будут ли иметь место сгустки концентрации ионов азота, спрогнозированные при помощи зависимости (5.1), и не повлияет ли перемещение слоев металла на значения максимумов концентрации.

Качественная проверка этого вопроса выполнена экспериментально на установке, которая аналогична исследуемой технологии в том плане, что одновременно имеют место условия для возникновения электростатических зарядов на поверхности проводника, а, с другой стороны, проводник движется и возникает необходимость проверки того, как это повлияет на распределение зарядов. В качестве проводника используется сфера 1 диаметром 0,25 м (рис. 5.5). Ее поверхность обклеена восемью сегментами 2 из алюминиевой фольги, играющими роль проводников. Для регистрации электрического тока сегменты отделены друг от друга зазорами толщиной 0,003 м. В торцах сферы смонтированы токосъемные щетки 3 на изоляторах, соединяющие соседние сегменты с гальванометром М1032 (4). В нижней части на расстоянии 0,01 м от сферы на подставке установлен электрод 5, внешняя сторона которого имеет токопроводящий слой, на который от внешнего источника подавался положительный заряд. Для движения сферы относительно источника электростатического поля при помощи мотора 6 осуществлялось ее вращение [73].

При отсутствии вращения сферы, согласно теории электростатики, на части сферической поверхности вблизи положительно заряженного электрода будет зафиксирован сгусток электронов и соответствующий электрический потенциал.

При вращении сферы, согласно замерам, наличие и локализация сгустка относительно электрода не изменяются. Однако это возможно лишь при перемещении сгустка (а значит и заряженных частиц) относительно рассматриваемого проводника, что приведет к возникновению электрического тока при замыкании электрической цепи. Таким образом, будет иметь место непрерывное перераспределение электронов проводимости, обусловленное стремлением этих частиц к равновесию с внешним полем и определяющее их перемещение относительно поверхности металлического проводника. В рамках электродинамического равновесия попадание в сгусток одних электронов сопровождается потерей равного количества других электронов.

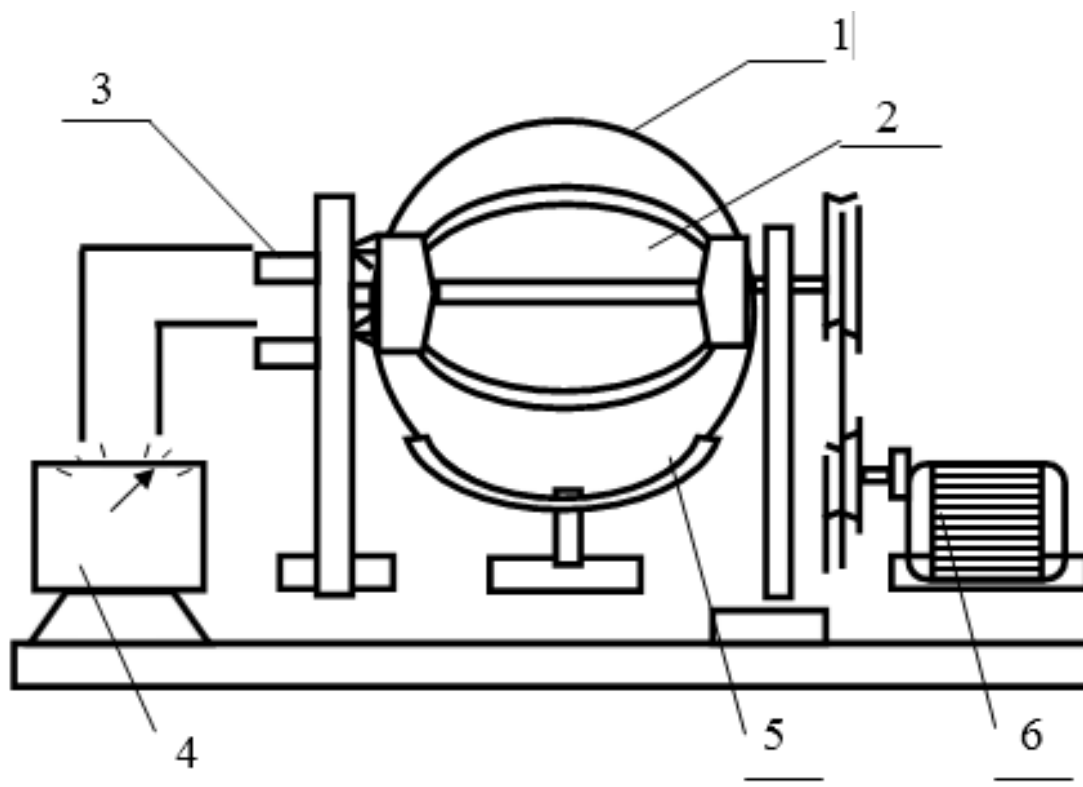


Рис. 5.5. Схема лабораторной установки по обнаружению сгустков свободных зарядов металлического проводника при его движении в электростатическом поле: 1- диэлектрическая сфера; 2 – сегменты из алюминиевой фольги; 3 – токосъемные щетки; 4 – гальванометр; 5 – электрод с токопроводящим слоем; 6 – мотор.

Очевидно, что увеличение напряженности внешнего электростатического поля будет сопровождаться ростом значения максимума концентрации электронов проводимости в сгустке. Поскольку, сгусток зарядов неподвижен относительно электрода, то он перемещается со скоростью вращения сферы относительно ее поверхности в противоположном направлении. То есть, величина генерируемого тока, если его природа определяется вышеописанным образом, должна быть прямо пропорциональна скорости вращения сферы и увеличиваться при росте напряженности внешнего поля.

При вращении сферы сгусток электронов проводимости рассеивался на границах сегментов в сторону торцов. Электроны сгустка проходят через гальванометр, который фиксировал постоянный ток при неизменной во времени скорости вращения сферы. На рис. 5.6 представлена зависимость величины генерируемого тока от скорости вращения сферы и напряженности внешнего поля.

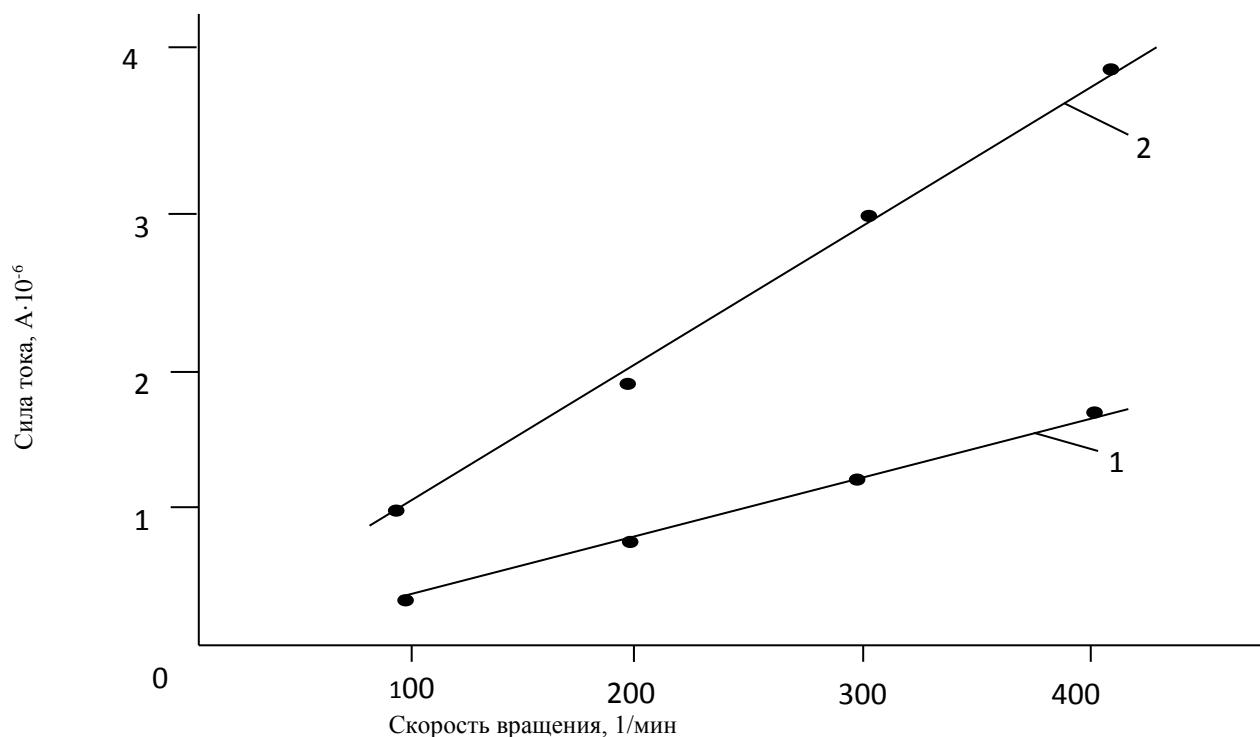


Рис. 5.6. Зависимость величины A генерируемого тока от скорости вращения сферы и напряженности электростатического поля при $E=0,02$ (1) и $0,1$ кВ/см (2)

Из рисунка видно, что эксперимент полностью подтвердил сделанный теоретический прогноз.

Можно сделать вывод о том, что перемещение проводника относительно источника электростатического поля не приведет к исчезновению сгустка зарядов и его местоположения относительно этого источника. Таким образом, качественно подтверждена правильность соотношения (5.1) для задания граничного условия к уравнению конвективной диффузии на межфазной поверхности «вакуум-металл» при условии одновременного воздействия на расплав вакуумом, продувкой аргоном и электростатическим полем.

Практическое значение полученных результатов и, в частности, зафиксированных повышенных концентраций ионов азота в поверхностных слоях зеркала металла заключается в том, что они обосновывают влияние электростатического поля на интенсификацию процесса удаления азота.

Одним из этапов удаления азота является молизионное звено, предполагающее объединение ионов азота в молекулы на рассматриваемой межфазной поверхности. Это звено может лимитировать общую скорость процесса удаления азота. Так, например, по данным работы существенное понижение скорости дегазации расплава имеет место по достижении концентрации азота, растворенного в расплаве железа, в процессе его внепечной дегазации на уровне 0,01-0,02 % (по массе). В данном случае важной задачей является поиск путей интенсификации молизионного звена процесса.

Как известно, увеличение концентрации химически реагирующих частиц приводит к повышению скорости реакции, которая в нашем случае имеет вид: $2[N] = \{N_2\}$.

Если при внепечной дегазации металла от растворенного азота молизионное (кинетическое) звено участвует в лимитировании процесса тепломассопереноса (массопереноса атомов азота в расплаве в условиях неравномерного распределения по объему металла его температуры), то подключение электростатического поля докритических напряженностей (источник которого локализован в вакуум-камере) приведет к эффекту интенсификации

технологии. Механизм этого эффекта состоит в формировании этим полем области повышенной концентрации (сгустка) ионизированной части атомов азота, находящихся в состоянии непрерывного перераспределения при перемешивании расплава. Сгусток локализован в области проекции границы электрода (источника кулоновского поля) на межфазную поверхность «вакуум-металл».

При этом в условиях электродинамического равновесия системы попадание в сгусток одних ионов азота сопровождается потерей других.

Таким образом, в результате проведенных фундаментальных (теоретического и лабораторного) исследований вскрыты научные предпосылки интенсификации технологии внепечной дегазации металла от растворенного азота, если молизационное (кинетическое) звено участвует в лимитировании тепломассообменного процесса.

Кроме того, при достаточно малой концентрации этого газа в расплаве, молизационное звено начинает обладать столь значительным сопротивлением (в силу известной прочности молекул азота), которое может блокировать дальнейшее уменьшение концентрации азота в процессе дегазации расплава. В этом случае подключение внешнего поля, благодаря его способности к формированию сгустков ионов на межфазной поверхности «вакуум-металл», повышает скорость реакции $2[N] = \{N_2\}$, что создает предпосылки достижения сверхнизких значений концентрации этого газа в расплаве. Последнее особенно важно для получения ответственных марок металла специального назначения.

Необходимо отметить, что помимо традиционного механизма отвода атомов азота (в т.ч. ионизированных) с поверхности вакуум-металл в вакуум-камеру, а именно объединения атомов в нейтральные молекулы азота перед отрывом от этой поверхности, по мнению авторов, возможны и другие механизмы:

- отвод части ионов азота от этой поверхности вследствие сообщения им импульса при отрыве всплывающих в жидкой ванне пузырей аргона;
- отвод другой части ионов вследствие их взаимного отталкивания в сгустках, энергия которого может быть значительна при близком расположении этих одноименно заряженных частиц.

В этих случаях в полости вакууматора следует ожидать электрический ток, для устойчивости которого электрод следует подключить к источнику постоянного тока, а ковш с расплавом заземлить.

Соотношение (5.1) работает в области термо- и электродинамического равновесия системы при температурах, исключаящих влияние давления паров металла на парциальное давление азота в вакуум-камере (по данным проф. А.Г. Свяжина это влияние значительно при температурах расплава железа $> 2000^{\circ}\text{C}$).

5.2. Энергоресурсосбережение при интенсификации процессов переноса

Проблема энергоресурсосбережения остается одной из самых актуальных. Применительно к повышению производительности рассматриваемых технологий ее решение приобретает форму разработки их энергоресурсосберегающих режимов в условиях интенсификации процессов тепломассопереноса.

Азот в расплавах железа и металлов с высокой температурой плавления растворим, а его молекулы диссоциированы на атомы. При этом, избыток азота в изделиях из металла, как известно, приводит к их преждевременному старению.

Представляется перспективной следующая технологическая цепочка комплексного воздействия на металл с целью его дегазации: а) выпуск металла из плавильной печи в ковш (рафинировочную емкость) с пористым днищем, через которое расплав продувается аргоном при атмосферном давлении под слоем шлака; б) продолжение продувки после заполнения ковша металлом до определенной концентрации азота в жидкой ванне; в) комплексное воздействие на металл (после скачивания шлака) вакуумом и продувкой аргоном, и электростатическим полем докритических напряженностей.

Процессы тепломассопереноса атомов азота в жидкой ванне в первые два этапа рассматриваемой технологической цепочки могут быть описаны следующим уравнением, которое является обобщением уравнения [74]:

$$\varepsilon = \frac{1}{Q_N} \int_{\tau_0}^{\tau} \frac{\dot{m}}{m_0} \left(\int_0^{H_M} \left(\frac{IdH_M}{U} \right) d\tau \right) d\tau. \quad (5.8)$$

При этом величины (\dot{m}, m_0, I, U) являются функциями времени продувки. Искомая величина τ - в зависимости от параметров процесса (например массового расхода аргона) при фиксированном ε заключена в пределы интегрирования. Таким образом, ставится задача определения времени продувки, которое необходимо для достижения заданного ε . Форма уравнения (5.8) позволяет избежать процедуры осреднения величин (I, U) по объему нейзотермического расплава и последовательно проводить расчет потока массы атомов азота на поверхность всплывающих пузырей аргона по мере их всплывания по траектории.

Сложность расчета уравнения (5.8) связана с изменением режимов всплывания пузырей аргона вследствие увеличения их объема в процессе подъема в жидкой ванне.

Пусть в момент времени $\tau = 0$ начинается заполнение рафинировочной емкости жидким металлом. При $\tau = \tau_0$ расплав подвергается обработке продувкой инертным газом. Зеркало металла с момента $\tau = 0$ покрыто слоем рафинировочного шлака, предохраняющего расплав от переохлаждения и перехода в него газа из атмосферы. Высота металла в рафинировочной емкости в зависимости от времени определяется как:

$$H_M(\tau) = \begin{cases} \left(\frac{\dot{m}_M}{\rho_M S} \right) \tau, & 0 \leq \tau \leq \tau_{\text{вып}}, \\ H_0 = \text{const}, & \tau > \tau_{\text{вып}} \end{cases}, \quad (5.9)$$

где ρ_M, \dot{m}_M – плотность и массовый расход металла в ковш; S – площадь его днища; $\tau_{\text{вып}}$ – время заполнения расплавом ковша (время выпуска металла из печи в ковш); $H_0 = H_M(\tau_{\text{вып}})$

Основные допущения, используемые при построении математической модели процессов тепломассопереноса при внепечной дегазации жидкого металла всплывающими пузырями инертного газа, являются общепринятыми:

а) концентрация удаляемого азота по объему металла вследствие перемешивающего действия газовых пузырей однородна (за исключением областей неперемешиваемых диффузионных пограничных слоев на границах газ – металл);

б) температура металла постоянна по пространству времени;

в) на границах газ – металл достигается термодинамическое равновесие;

г) смесь газов в пузырях идеальная;

д) перенос газов из окружающей среды в металл отсутствует;

е) слой шлака проницаем для всплывающих пузырей инертного газа.

На рис. 5.7 показано сравнение результатов расчета на основе предложенной математической модели с данными лабораторных исследований при дегазации жидкого железа от растворенного азота пузырями аргона в присутствии поверхностно-активных элементов.

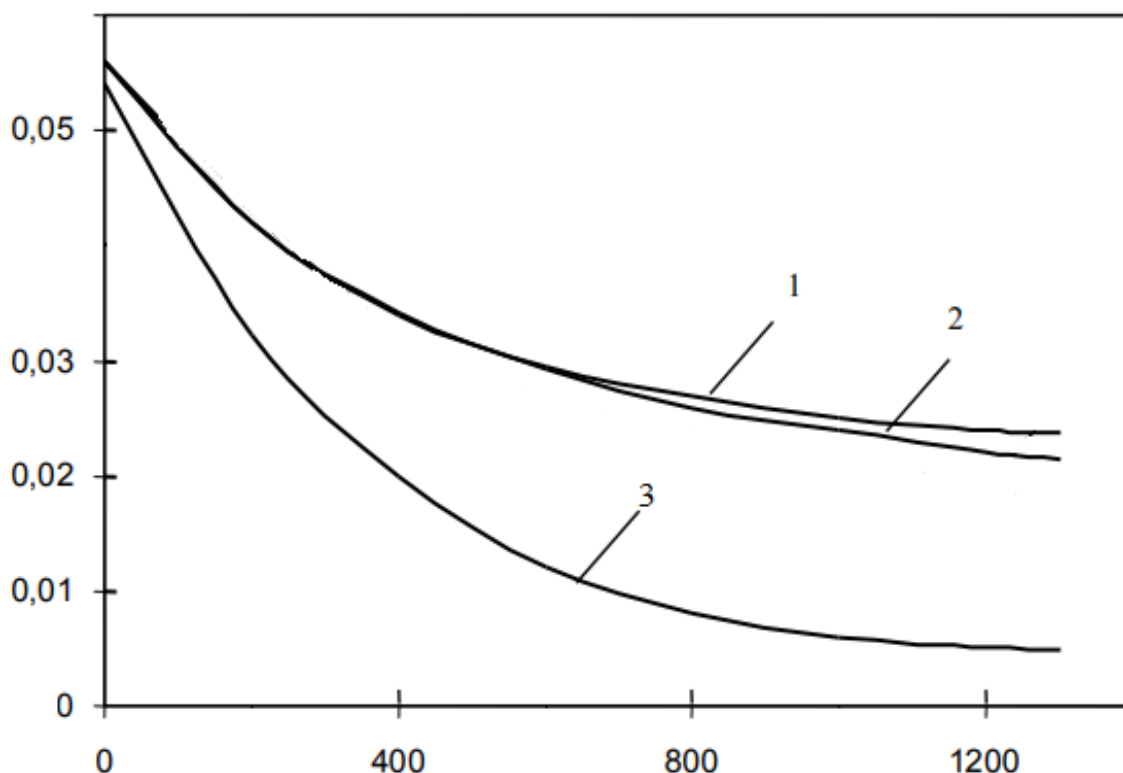


Рис. 5.7. Зависимость концентрации азота в расплаве от времени продувки

Сопоставление кривых для лабораторных 1 и расчетных 2 результатов свидетельствует об их удовлетворительном согласовании. При этом качественное поведение кривых идентично. Расхождение в количественном отношении, не превышающее 5-8%, объясняется известным отклонением системы железо – азот от состояния термодинамического равновесия, положенного в основу построения математической модели (1). Кривая 3 отвечает результатам компьютерного моделирования в условиях допущения отсутствия в расплаве поверхностно-активных элементов. Как следует из относительного сопоставления кривых, учет адсорбции ПАЭ поверхностями пузырей аргона, замедляющий тепломассоперенос атомов азота из жидкой ванны в пузыри, дает результат, который значительно лучше согласуется с экспериментальными данными.

Количественная адекватность разработанной математической модели эксперименту для условий заполненного металлом ковша, установленная выше, дополняется качественным совпадением кривых (расчетной и экспериментальной), полученными на лабораторной установке.

В частности, на этой установке по очищению воды от растворенного в ней хлора всплывающими пузырями воздуха подтверждено полученное расчетным путем наличие оптимальной интенсивности продувки, выше которой эффективность диффузионного тепломассопереноса хлора в пузыри воздуха снижается.

На рис. 5.8 построен график зависимости концентрации азота в расплаве металла от времени продувки при ее продолжении после выпуска расплава из печи.

Кривые 1 – 3 соответствуют различным концентрациям поверхностно-активного элемента в ванне.

Из графика следует, что при продолжении продувки на оптимальной интенсивности после момента $\tau = \tau_{\text{вып}}$, как правило, можно добиться большего снижения этой концентрации. Однако эффективность диффузионного процесса при $\tau > \tau_{\text{вып}}$ снижается. Это находится в качественном согласии с известными данными, по которым эта эффективность возрастает с увеличением концентрации

удаляемого газа и соответственно уменьшается при ее понижении. Из этого рисунка видно также, что с увеличением концентрации ПАЭ кривая лежит выше, что связано с адсорбцией этого поверхностно-активного элемента на пузырьковой поверхности и соответственно блокированием ее части для тепломассопереноса удаляемого азота через границу раздела фаз. При этом повышение концентрации ПАЭ, как известно, приводит к увеличению площади блокирования, что влечет за собой снижение ε .

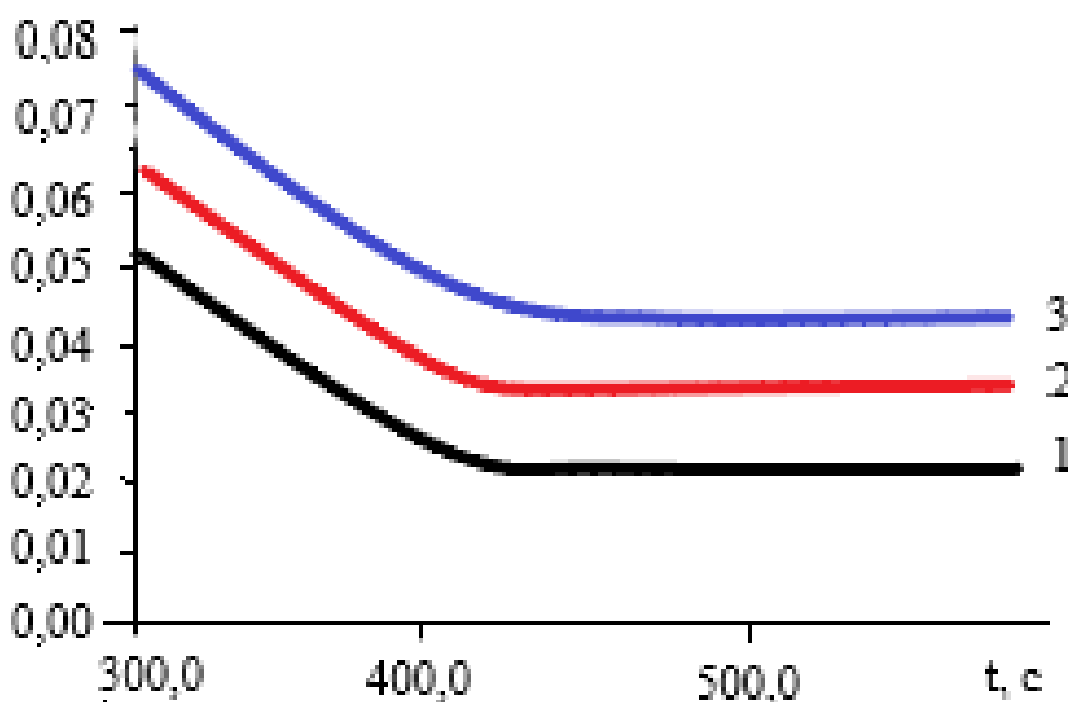


Рис. 5.8. Зависимость концентрации азота в расплаве железа в зависимости от времени продувки с момента завершения выпуска металла из плавильного агрегата в ковш. $[O] = 0,01\%$; $[C] = 0,00\%$; 1 – $[S] = 0,01\%$; 2 – $[S] = 0,03\%$; 3 – $[S] = 0,05\%$

Изложенные зависимости подтверждаются целым рядом работ, проведенных с позиции металлургической теплофизики [75,76,77,78,79,80,81.82.83,84,85].

Поверхностно-активными элементами в расплаве железа являются кислород $[O]$ и сера $[S]$, а содержание углерода $[C]$ отсутствует [86].

Заметим, что нижняя кривая (рис. 5.8) ограничивается концентрацией азота $[N] = 0,01 \%$. При этой концентрации завершается, по данным работы, контроль (лимитирование) тепломассопереноса азота в расплаве железа конвективной диффузией атомов азота в пузыри инертного газа. Для более низких концентраций лимитирование тепломассопереноса азота в жидкой ванне в силу прочности его молекул осуществляется актом молизации: $2[N] = \{N_2\}$, т.е. объединением двух атомов азота (в т.ч. ионизированных) в нейтральную молекулу, которая, отрываясь от поверхности «металл-вакуум» в условиях вакуумирования, удаляется в вакуум-камеру.

Если тепломассоперенос атомов азота в жидкой ванне лимитируется реакцией молизации на межфазной поверхности, то можно записать:

$$\frac{dc}{d\tau} = - \left(\frac{F}{V} \right) \cdot k_0 \cdot c^2, \quad (5.10)$$

где знак минус означает уменьшение во времени средней по объему расплава концентрации в нем азота ($dc/d\tau < 0$).

Учитывается, что выделение азота из жидкой ванны происходит как в пузыри аргона, так и через поверхность «вакуум-металл» получаем, интегрируя уравнение (5.10):

$$\frac{1}{c(\tau)} - \frac{1}{c_0} = \left[\left(\frac{F_{Ar}}{F_0} \right) \cdot k_{0,Ar} + \left(\frac{F_E}{F_0} \right) \cdot k_{0,E} \right] \cdot \tau / H, \quad (5.11)$$

где c_0 — начальная концентрация азота в расплаве; F_{Ar}, F_0, F_E — площади поверхностей «аргон-металл», и части F_0 , занимаемой сгустком ионов азота соответственно; $k_{0,Ar}$ и $k_{0,E}$ — константы скорости реакции молизации.

В этом соотношении:

$$V = F_0 \cdot H. \quad (5.12)$$

Константы скорости реакции молизации, как известно, трудно поддаются теоретическому расчету приемлемой точности и поэтому определяются экспериментально в конкретных условиях. Таким образом, следуя известной классификации, математическая модель, на основе которой исследуется процесс тепломассопереноса атомов азота в расплаве, относится к смешанному типу (в отличие от детерминированных моделей).

Значение параметра F_{Ar} , как известно, зависит от интенсивности продувки металла аргонem и диаметра пор продувочного устройства.

Параметр F_E определяется напряженностью электростатического поля и степенью ионизации атомов азота в поверхностном слое межфазной поверхности «вакуум-металл».

Оценим соотношение слагаемых правой части равенства (5.11), то есть исследуем возможность выполнения равенства:

$$F_{Ar} \cdot k_{0.Ar} = F_E \cdot k_{0.E}, \quad (5.13)$$

которое запишем в виде:

$$\frac{k_{0.E}}{k_{0.Ar}} = \frac{F_{Ar}}{F_E}. \quad (5.14)$$

При интенсивной продувке жидкой ванны аргонem:

$$F_{Ar} \gg F_E. \quad (5.15)$$

Возможно ли в реальных условиях выполнение неравенства:

$$k_{0.E} \gg k_{0.Ar}. \quad (5.16)$$

Как показывают оценки, величина суммарной площади F_{Ar} поверхности пузырьков аргона при интенсивной продувке расплава в 10 и более раз превышает площадь F_E , при которой на поверхности «вакуум-металл» формируются сгустки ионов азота вследствие воздействия на эту поверхность электростатического поля.

Скорость реакции молизации прямо пропорциональна квадрату концентрации атомов (в том числе ионизированных) удаляемого газа из расплава железа на поверхности «вакуум-металл».

Таким образом, увеличивая напряженность внешнего поля ($E < E_{кр}$) и тем самым, через нее концентрацию ионов азота в сгустке, можно добиться их концентрации такой величины (особенно в расплавах тугоплавких металлов с высокой степенью ионизации атомов азота), возведение во вторую степень которой, обеспечит выполнение неравенства (5.16).

В процессе дегазации жидкого металла концентрация азота на заключительном этапе технологии может стать столь малой (экспериментальные данные по этой концентрации азота отсутствуют), что сопротивление молизационного звена тепломассопереноса азота становится очень большим.

В этих условиях без участия электростатического поля процесс дегазации жидкого металла практически блокируется. И только подключение рассматриваемого внешнего воздействия на поверхность «вакуум-металл» (электростатическое поле, как известно, внутрь объема жидкой ванны не проникает) обеспечит продолжение дегазации расплава до более низких значений концентрации азота. При этом момент подключения электростатического поля должен происходить не ранее наступления молизационной (кинетической) стадии лимитирования тепломассопереноса атомов азота в металл. Соблюдение этой рекомендации экономит энергоресурсы источника внешнего поля, является фактором энергоресурсосбережения.

Учитывая отмеченную выше квадратичную зависимость константы скорости реакции молизации: $2[N] = \{N_2\}$ от концентрации атомов азота (в том числе

ионизированных) на межфазных поверхностях «аргон-металл» и «вакуум-металл», можно записать, в соответствии с законом Сиверта и работой [87,88,89]:

$$k_{0,Ar} = \gamma_1 \cdot [N]_{n,Ar}^2 = \gamma_1 \cdot k_N^2 \cdot P_{N_2}^{Ar}; \quad (5.17)$$

$$k_{0,E} = \gamma_2 \cdot [N]_{n,V}^2 = \gamma_2 \cdot k_N^2 \cdot P_{N_2}^E [(1 - i) + i \phi(r)]^2. \quad (5.18)$$

Здесь: $[N]_{n,Ar}$, $[N]_{n,V}$ – концентрации атомов азота (в том числе ионизированных) на этих поверхностях; $P_{N_2}^{Ar}$, $P_{N_2}^E$ – парциальное давление азота в пузырях аргона и вакуум-камере.

Учитывая, что γ_1 и γ_2 характеризуют одну и ту же реакцию молизации при практически одинаковой температуре металла в рассматриваемом приближении принимаем: $\gamma_1 = \gamma_2$.

Разделив уравнение (5.18) на (5.17), имеем:

$$k_{0,E} = k_{0,Ar} \cdot (P_{N_2}^E / P_{N_2}^{Ar}) [(1 - i) + i \phi(r)]^2. \quad (5.19)$$

При этом, в соответствии с работой [35]:

$$k_{0,Ar} = \frac{0,9745}{1+28,4[0]+5,34[S]}. \quad (5.20)$$

На рис. 5.9 показана зависимость концентрации азота в металле от времени его комплексной обработки продувкой аргоном и электростатическим полем докритической напряженности в области рассматриваемого молизационного лимитирования тепломассопереноса азота в жидкой ванне.

Как следует из графика увеличение степени ионизации атомов в расплаве позволяет добиться более низких значений концентрации азота в жидкой ванне, что вносит вклад в решение проблемы получения металла ответственного назначения

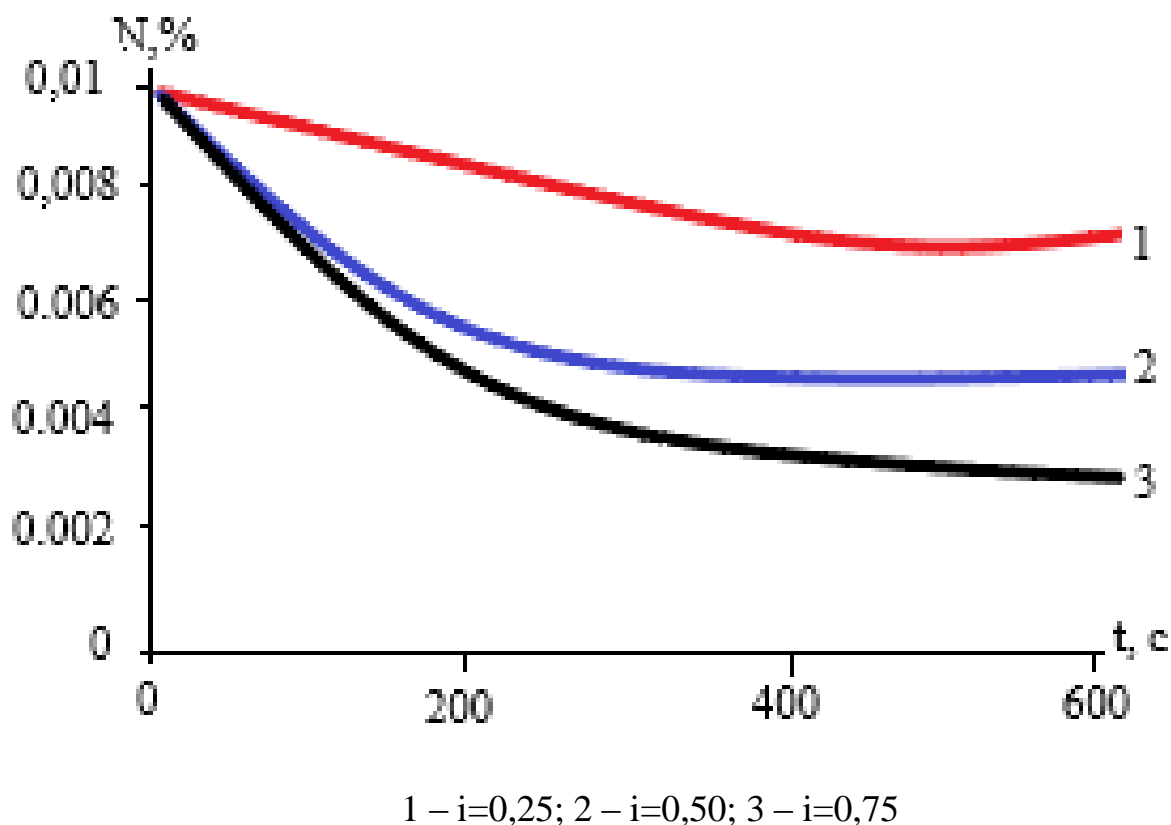
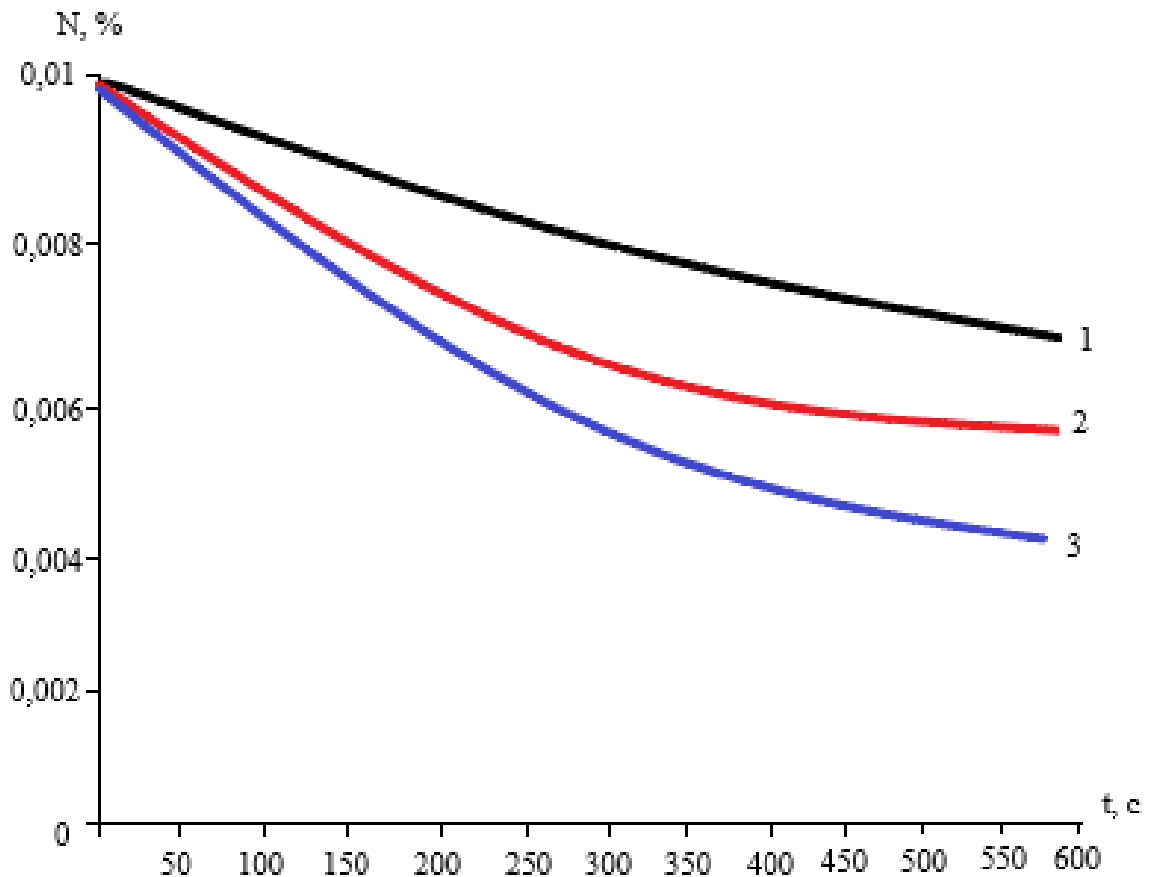


Рис. 5.9. Зависимость концентрации азота в железе от времени его обработки и степени ионизации атомов удаляемого газа. $\frac{F_{Ar}}{F_0}=10$; $\frac{F_E}{F_0}=0,25$; $[N]_0=0,01\%$; $H=1,0$ м; $[O]=0,03\%$; $[S]=0,03\%$; $E=0,1$ МВ/м; $P_{N_2}^E = P_{N_2}^{Ar}$.

В.А. Синельников [90], анализирует проблемы сталеплавильного производства на современном этапе, выделяет проблему энерго- и ресурсосбережения при повышении производительности сталеплавильных агрегатов. Авторы [91,92] отмечают необходимость совершенствования технологии внепечной обработки стали с целью повышения ее качества на основе теплофизики. Это непосредственно связано и с деазотацией металла [93,94].

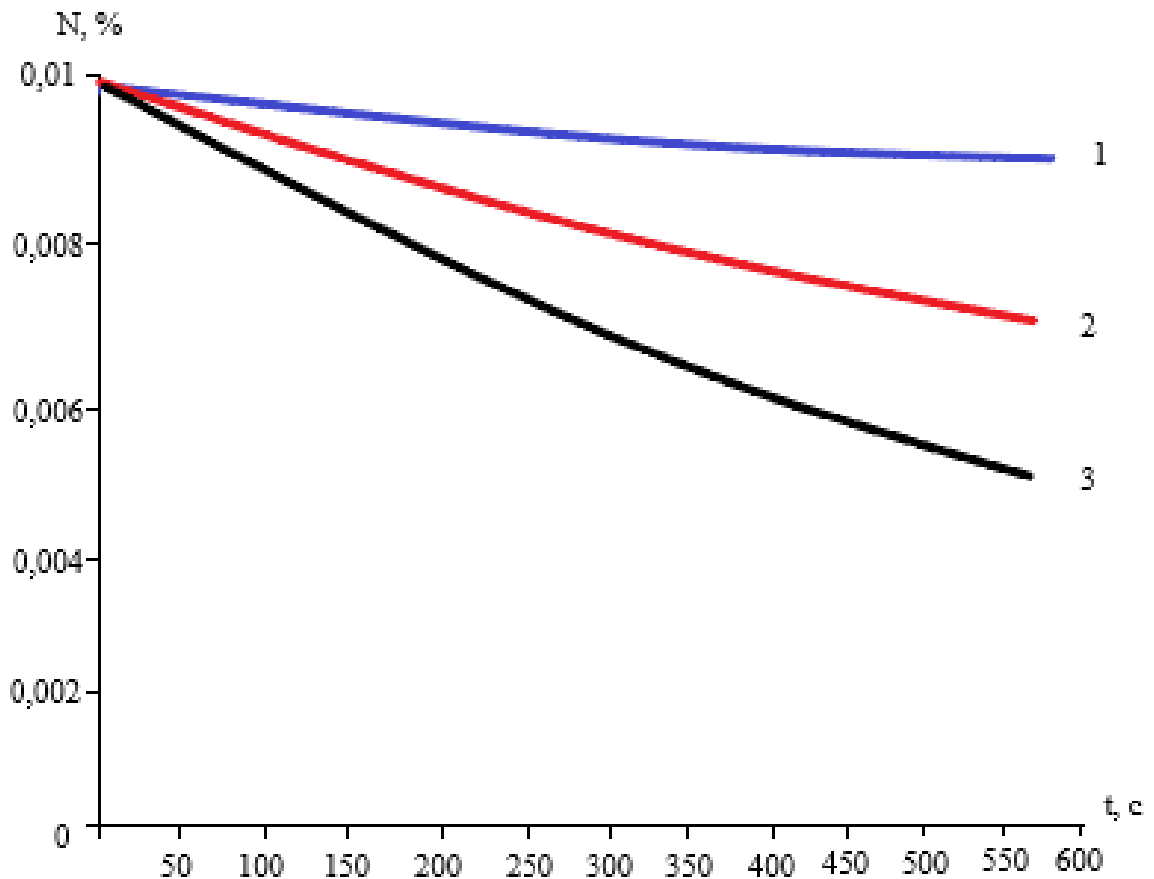
Аналогичные зависимости от напряженности электростатического поля и относительной площади межфазной поверхности «аргон-металл» показаны на рис. 5.10 и 5.11.



1: $E = 0,1 \text{ МВ/м}$; 2: $E = 0,2 \text{ МВ/м}$; 3: $E = 0,3 \text{ МВ/м}$

Рис. 5.10. Зависимость концентрации азота в железе от времени его обработки и напряженности электростатического поля

Из данного графика видно, что при увеличении напряженности электростатического поля (кривые 1-3) концентрация азота в железе снижается. Что также подтверждает эффект интенсификации процесса на втором периоде технологии. Показано, что для создания значительных напряженностей электростатического поля на межфазной поверхности «вакуум-металл» при больших расстояниях от этой поверхности до электрода необходимы высокие электрические напряжения. По этой причине своевременное подключение источника, создающего отрицательный электрический потенциал электрода, может быть существенным фактором энергоресурсосбережения.



$$1: \frac{f_{ar}}{f_0} = 10; 2: \frac{f_{ar}}{f_0} = 50; 3: \frac{f_{ar}}{f_0} = 100$$

Рис. 5.11. Зависимость концентрации азота в железе от времени его обработки и относительной площади межфазной поверхности «аргон-металл»

Анализируя данный график, можно утверждать, что чем больше относительная площадь межфазной поверхности «аргон-металл», тем ниже концентрация азота в железе.

Таким образом, полученные в результате комплексного воздействия на металл сверхнизкие значения концентрации азота позволяют получить металл ответственного назначения.

Выводы по разделу 5

1. Впервые получило обобщение соотношение закона Сивертса для постановки граничного условия к уравнению конвективной диффузии атомов азота в расплаве при исследовании в нём процессов тепломассопереноса. Обобщение достигнуто за счёт дополнительного учёта воздействия электростатического поля докритических напряженностей на межфазную поверхность «вакуум-металл» и степени ионизации атомов азота в расплаве.

2. Впервые теоретически обоснован и экспериментально подтвержден эффект интенсификации молизионного звена $2 [N] = \{N_2\}$ тепломассообменного процесса удаления азота из расплава металла. Механизм эффекта состоит в формировании этим полем области повышенной концентрации (сгустка) ионизированной части атомов азота, находящихся в состоянии непрерывного перераспределения при перемешивании расплава. Сгусток локализован в области проекции границы электрода (источника электростатического поля) на межфазную поверхность "вакуум-металл". При этом в условиях электродинамического равновесия системы попадание в сгусток одних ионов азота сопровождается потерей других.

3. Впервые в результате проведенных фундаментальных (теоретического и лабораторного) исследований вскрыты научные предпосылки интенсификации технологии внепечной дегазации металла от растворенного в нем азота, если молизионное звено участвует в лимитировании тепломассообменного процесса.

4. Впервые проведена количественная оценка интенсивности массообменного процесса азота в жидкой ванне при внепечной деазотации металла комплексным воздействием в условиях лимитирования этого процесса кинетической (молизионной) стадией. Разработана формула, связывающая конечную концентрацию азота в расплаве с начальной концентрацией этого газа, площадью поверхностей тепломассообмена и временем обработки металла.

5. Усовершенствован способ энергоресурсосбережения при интенсификации процессов тепломассопереноса в условиях внепечной деазотации металла. Способ отличается от известных экономией энергии в двух периодах технологии:

- снижением до уровня оптимума интенсивности рассредоточенной продувки расплава аргоном через «пористое кольцо» в днище ковша при атмосферном давлении под слоем синтетического шлака (первый период);
- своевременным подключением источника электростатического поля докритических напряженностей, локализованного в вакуум-камере (второй период), не ранее достижения кинетической (молизационной) стадии тепломассопереноса атомов азота в жидкой ванне: $(2[N]=\{N_2\})$.

По результатам, представленным в разделе 5, опубликованы работы [72,86,87,88,89].

ОСНОВНЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ И ВЫВОДЫ

1. В диссертации на основе проведенного комплекса исследований по актуальной задаче развития научных основ энергоресурсосбережения при совершенствовании технологии внепечной дегазации жидкого металла в условиях интенсификации процессов тепломассопереноса в расплаве получены научные результаты, заключающиеся в обобщении теории и математической модели изучаемых процессов, разработке научных предпосылок энергоресурсосберегающего повышения производительности агрегатов внепечной обработки металлов, в которых азот растворим.

2. Разработана математическая модель, которая применима к металлу с достаточно высокой температурой плавления, обеспечивающей растворение удаляемого азота в расплаве и, хотя бы, частичную ионизацию в нём атомов этого газа.

3. Теоретически обоснован и экспериментально подтвержден эффект интенсификации молизионного звена $2 [N] = \{N_2\}$ тепломассообменного процесса удаления азота из расплава металла.

4. Обобщен закон Сиверта для постановки граничного условия к уравнению конвективной диффузии атомов азота в расплаве при исследовании в нём процессов тепломассопереноса за счёт дополнительного учёта воздействия электростатического поля докритических напряженностей на межфазную поверхность «вакуум-металл» и степени ионизации атомов азота в расплаве.

5. Получена формула, связывающая конечную концентрацию азота в расплаве с начальной концентрацией этого газа, площадью поверхностей тепломассообмена и временем обработки металла.

6. Предложен способ энергоресурсосбережения при интенсификации процессов тепломассопереноса в условиях внепечной деазотации металла. Способ отличается от известных экономией энергии в двух периодах технологии:

- снижением до рационального уровня интенсивности рассредоточенной продувки расплава аргоном через «пористое кольцо» в днище ковша при атмосферном давлении под слоем синтетического шлака (первый период);

- своевременным подключением источника электростатического поля докритических напряженностей, локализованного в вакуум-камере/

ЛИТЕРАТУРА

1. Zakharov N.I. Physical and chemical peculiarities liquid steel degassing from hydrogen during ladle treatment in electrostatic field / N.I. Zakharov, A.A. Trojansky, D.A. Djudkin // *Achievements of electrometallurgy*. – 2014. – № 1 – P.49-52.
2. Явойский В.И. Удаление водорода из металла в электростатическом поле / В.И. Явойский, П.И. Баталин // *Сталь*. – 1954. – №6. – С. 5-6.
3. Кайбичев А. В. Рафинирование жидких металлов и сплавов в электрическом поле / А.В. Кайбичев, Б.М. Лепинский // – М.: Наука. – 1983. – 117с.
4. Фромм Е. Газы и углерод в металле : Монография / Е. Фромм, Е. Гебхардт – М. : Metallurgiya. – 1980. – 712 с.
5. Захаров Н.И. Интенсификация процессов тепломассопереноса при рафинировании жидкой стали от газов / Н.И. Захаров – Донецк : Цифровая типография. – 2016. – 204 с.
6. Анализ научно-технологических решений по уменьшению содержания газов в железоуглеродистых расплавах при выплавке в конвертере / В.Ф. Поляков и [др.]. – Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии. - 2012. - Вып. 25. - С. 146-155.
7. Triyono T. Effect of degassing treatment on the interfacial reaction of molten metals / T. Triyono, N. Muhajat, A. Supriyanto // *Archives of foundry engineering*. – 2017. – v. 17. – P.227-239.
8. Ойкс Г.Н. Обработка металла инертными газами : Учебное пособие / Г.Н. Ойкс, А.В. Степанов, П.Н. Меликов // – М. : Metallurgiya, 1969. – 112 с.
9. Рафинирование стали инертным газом : сборник научных трудов / К.П. Баканов [и др.] под ред. А.Ф. Каблуковского – М. : Metallurgiya, 1975. – 229 с.
10. Металлургия и металлурги XXI века // Сборник трудов Московского технологического университета металлов и сплавов. Международная н.-т. конф. – М. : МГИСиС. – 2001. – 520 с.

11. Борнацкий И.И. Внепечное рафинирование чугуна и стали : учебник для техникумов /И.И. Борнацкий, В.И. Мачикин, В.С Живченко // –Киев : Техника, 1979. – 167 с.
12. 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.
13. Брандт Б.Б. Режим обтекания жидкостью газовых пузырей больших размеров / Б.Б. Брандт, Д.И. Перазич // Инженерно-физический журнал. – 1996. – Т.10. – № 2. – С.197-200.
14. Левич В.Г. Физико-химическая гидродинамика / В.Г. Левич. Физматгиз. – 1959. – 537 с.
15. Шифрин В.М. Исследование эффективности дегазации металла при продувке его аргоном в ковше / В.М. Шифрин, Е.И. Кадинов // Известия вузов. Черная металлургия. – 1975. – № 12. – С.59-64.
16. Поздеев Н.П. Влияние расхода аргона на дегазацию расплава в вакууме / Н.П. Поздеев, А.Г. Шалимов, И.В. Халякин // Теория металлургических процессов. – М. : Металлургия, 1975. – № 3. – С.23-33.
17. Немченко В.П. К гидродинамике продувки стали газами в ковше / В.П. Немченко, В.А Кузьмин, С.И. Попель // Известия вузов. Черная металлургия. – 1971. – № 10. – С.41-44.
18. Явойский В.И. Теория продувки сталеплавильной ванны / В.И. Явойский, В.А. Дорофеев, И.Л. Повх – М. : Металлургия, 1974. – 495 с.
19. Шевелев В.М. Методика и некоторые результаты моделирования гидродинамики продувки металла аргоном / В.М. Шевелев, Л.М. Кислицина // Известия вузов. Черная металлургия. – 1970. – № 12. – С.46-50.
20. Внепечные способы улучшения качества стали / Н.М. Чуйко [и др.]– Киев : Техника, 1978. – 128 с.
21. Иоффе В.Г. Огнеупорные пористые пробки и их применение для донной продувки стали нейтральными газами в ковшах / В.Г. Иоффе,

И.Г. Очагова // Научные труды ЦНИИ информатики и технико-экономических исследований черной металлургии. – М., 1990. – № 3. – С.1-29.

22. Соловьева С.А. Пористые керамические изделия для внепечной обработки стали / С.А. Соловьева, П.А. Самолетов // Научные труды НИИ стройкерамика. – М., 1991. – № 68. – С.70-73.

23. Баптизманкий В.И. Фурмы и пористые вставки ковшевой металлургии / В.И. Баптизманский, А.Г. Величко, А.В. Шибко // Черная металлургия. – 1989. – № 2. – С.6-16

24. Захаров Н.И. Массообменные процессы внепечной дегазации стали / Н.И. Захаров и [др]. – Донецк : NORD PRESS, 2009. – 156 с.

25. Линчевский Б.В. Термодинамика и кинетика взаимодействия газов с жидкими металлами / Б.В. Линчевский. – М. : Металлургия, 1986. – 224 с.

26. Явойский В.И. Металлургия стали: Учебник для ВУЗов / В.И. Явойский, Ю.В. Кряковский, В.П. Григорьев. – Москва : Металлургия, 1983. – 584 с.

27. Явойский В.И. Термодинамика и кинетика растворения азота в жидком железе и расплавах железо-углерод и железо-кислород / В.И. Явойский, А.Г. Свяжин, А.Ф. Вишкаев // Сб. «Доклады советских ученых на III советско-японском симпозиуме по физико-химическим основам металлургических процессов». – М.: Институт металлургии им. А.А. Байкова, 1973. – С.21-23

28. Никитин Ю.П. О режиме продувки стали инертным газом при наличии шлака / Ю.П. Никитин, Н.Н. Власов, Е.А. Конев // Известия АН СССР. Металлы. – 1983. – № 4. – С.29-32

29. Витоль Э.Н. О механизме воздействия азота с жидким железом / Э.Н. Витоль, К.Б. Орлова // Известия АН СССР. Металлы. – 1973. – № 2. – С.83-90

30. Rao Y. Rate of nitrogen adsorption in molten iron. Part 1. Experimental / Y. Rao, H. Lee // Ironmak and Steelma. – 1985. – Vol. 12. – № 5. – P. 209-220.

31. Волков В.Г. Некоторые особенности кинетики деазотирования жидкого металла / В.Г. Волков, Н.Г. Станюкович, Е.В. Замешаев // Научные труды МИСиС. – М. : МИСиС, 1973. – № 79. – С.48-50.
32. Пелке, Р. Растворимость азота в жидких расплавах на основе железа / Р. Пелке, Дж. Эллиот // Пробл. совр. электрометаллургии. – 1960 – 54, №6 – С. 3–14.
33. Rao Y. Rate of nitrogen adsorption in molten iron. Part 2. Mathematical model / Y. Rao, H. Lee // Iron and Steelma. – 1985. – Vol.12. – № 5. – P. 221-232.
34. Козьмин В.А. Кинетические особенности растворения азота, барботируемого в стали / В.А. Козьмин, В.П. Немченко, С.И. Попель // Известия АН СССР. Металлы. – 1974. – № 5. – С.10-16.
35. Shiro B. Скорость десорбции азота из жидкого железа и его расплавов / B. Shiro, S.Tadahiro, T.Hideo // Тэцу то хаганэ. I. Iron and Steel Inst. Jap. – 1974. – Vol. 60. – № 10. – P.1443-1453
36. Tasisada S. Исследование механизма выделения азота из жидкого железа / S. Tasisada, A. Akira, H. Masaesy // Тэцу то хаганэ. I. Iron and Steel Inst. Jap. -1975. – Vol. 61. – № 12. – P.450-451.
37. Kazuo A. Кинетика поглощения и выделения азота жидким железом / A. Kazuo, I. Koin, S. Hiroshi // Тэцу то хаганэ. I. Iron and Steel Inst. Jap. -1976. – Vol. 62. – № 9. – P.1179-1188.
38. Ban-ja S. Скорость десорбции азота из жидких расплавов железо-углерод и железо-хром в атмосфере аргона / S. Ban-ja, F. Ishii, Y. Igychi //Met. Trans. – 1988. – Vol. 198. – № 2. – P. 58-63.
39. Harada T. Механизм десорбции азота при понижении давления. Часть 1 / T. Harada, D. Junke // Дзайре то тупосху: Curr. Adv. MaterandProcess. – 1989. – Vol.2. – № 1. – С.139-140.
40. Harada T. Исследование кинетики десорбции азота / T. Harada, D. Junke // Дзайретопурсэу. Curr. Adv. MaterandProcess. – 1989. – Vol.2 – № 1. – P.140-142.

41. Патент № 117970. Спосіб дегазації металевого розплаву в рафінувальній ємкості // Захаров М.І., Волкова І.В., Тупілко І.В. / 25.10.2018. – Бюл. №20.

42. Захаров Н.И. Численное моделирование процессов тепломассопереноса при внепечной дегазации жидкого металла продувкой инертным газом и энергоресурсосберегающий режим технологии / Н.И. Захаров, А.Б. Бирюков, И.В. Тупилко, В.А. Шатович // Вест. ДОННУ. Сер. Пром. теплоэнерг.– 2020. – Вып.№ 1. – С. 74-82

43. Захаров Н.И. Энергоресурсосбережения в условиях интенсификации процессов тепломассопереноса при дегазации жидкого металла от растворенного в нем азота комплексным воздействием. / Н.И. Захаров, И.В. Тупилко // Вест. ДОННУ. Сер. Пром. теплоэнерг. – 2021. – Вып.№ 2. – С. 94-99.

44. Маленков И.Г. О движении пузырей газа, всплывающих в жидкости / И.Г. Маленков // Журнал прикладной механики и технической физики. – 1968. – № 6. – С.130-133.

45. Городецкая А.В. Скорость всплывания пузырей в воде и водных растворах при больших числах Рейнольдса / А.В. Городецкая // Журнал физической химии. – 1979. – № 23. – С.71-72.

46. Смирнов Н.И. Истечение газовых пузырей в жидкую среду / Н.И. Смирнов, С.Е. Полюта // Журнал прикладной химии. – 1979. – т.22. – № 11. – С. 1208-1210.

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

48. Захаров Н.И. Математическое моделирование конвективной диффузии в энергоресурсосберегающем режиме дегазации расплава металла комплексным воздействием / Н.И. Захаров, И.В. Тупилко //Инженерно-физический журнал. – 2019. – Т. 92. – № 1. – С.268-272.

49. Тупилко И.В. Интенсификация теплообмена в системе «труба в трубе» и обсуждение проблемы получения аргона / И.В. Тупилко, Е.В. Сапронова, Н.И.

Захаров // Наука глазами молодых: Матер. Регион. конф., Донецк 20 мая 2020. – Донецк: ДонНТУ, 2020. – С. 298-300.

50. Тупилко И.В. Исследование процесса охлаждения воздуха в теплообменнике в условиях холодильного цикла при получении аргона для металлургии / И.В. Тупилко, М.В. Мельниченко, Н.И. Захаров // Наука глазами молодых: Матер. Регион. конф., Донецк 23 мая 2019 г. – Донецк: ДонНТУ, 2019. – С. 308-311.

51. Masamichi S. Rate determining mechanism of degassing by inert gas flushing in molten metal / S. Masamishi, M. Kazumi // Trans. Jap. Inst. Metal. – 1982 – Vol. 23. – № 8. – P. 440-450.

52. Тупилко И.В. Исследование на основе математической модели процессов тепло- и массопереноса при внепечной дегазации расплава металла от растворенного азота в условиях продувки аргоном в ковше с пористым днищем / И.В. Тупилко, И.В. Григоренко, Н.И. Захаров // Наука глазами молодых: Матер. Регион. конф., Донецк 23 мая 2018 г. – Донецк: ДонНТУ, 2018. – С. 307-309.

53. Дюдкин Д.А. К вопросу энергосбережения при дегазации металла в электростатическом поле / Д.А. Дюдкин, Н.И. Захаров // Металл и литье Украины. – 1996. – № 3. – С. 17-18.

54. Сапронова Е.В. Экспериментальное исследование конвективной диффузии при внепечной дегазации жидкого металла от растворенного в нем азота / Е.В. Сапронова, Н.И. Захаров // Наука глазами молодых: Матер. науч.-техн. конф. – Донецк : ДонНТУ. – 2018. – С. 23-26.

55. Тупилко И.В. Экспериментальное исследование конвективной диффузии при внепечной дегазации жидкого металла от растворенного в нем азота / И.В. Тупилко, Е.В. Сапронова, Н.И. Захаров // Наука глазами молодых: мат. Регион. конф., Донецк, 23 мая 2018 г. – Донецк: ДонНТУ, 2018. – С. 23-26.

56. Явойский В.И. Удаление газа из металлов в электростатическом поле / В.И. Явойский, Г.И. Баталин // Сталь. – 1994. – № 6. – С. 5-6.

57. Мюллер Э.В. Автоионизация и автоионная микроскопия / Э.В. Мюллер // Успехи физических наук. – 1992. – № 37. – С.481-552.

58. Грачев В.А. Воздействие электрического поля на содержание газов в чугунах / В.А. Грачев // Известия вузов. Черная металлургия. – 2019. – Т. 62. – № 3. – С.246-251.
59. Захаров Н.И. К теории воздействия электростатического поля на процессы дегазации металла / Н.И. Захаров // Металл и литье Украины. – 1998. – №№ 3-4. – С. 11-12.
60. Захаров Н.И. Процессы массопереноса при внепечной дегазации металла / Н.И. Захаров // Процессы литья. – 2000. – № 2. – С. 3-6.
61. Бреус В.М. Применение постоянного тока для внепечной обработки стали и сплавов / В.М. Бреус, А.П. Щкирмонтов // Черная металлургия. – 1998. – № 12. – С. 18-24.
62. Патент № 4940486 США, НКИ. Способ рафинирования жидких металлов / Л.Д. Соммербил, Ф.Ш. Кемени //–№75/10.19; заявл.13.06.88; опубл. 05.03.90.
63. Патент № 55132А Украина, 7 С 21 7/10. Способ рафинирования металла / Н.И. Захаров, Д.А. Дюдкин, А.И. Троцан //– № 200267612; заявл. 23.12.2002; опубл. 12.10.2004.
64. Глишков М.А. Математическая модель дегазации жидкой стали пузырями инертного газа. Сообщение 1 / М.А Глишков, Р.И. Меньшиков, Л.И. Урбанович // Известия вузов. Черная металлургия. – 1973. – № 5. – С. 163-165.
65. Глишков М.А. Математическая модель дегазации жидкой стали пузырями инертного газа. Сообщение 2 / М.А Глишков, Р.И. Меньшиков, Л.И. Урбанович // Известия вузов. Черная металлургия. – 1973. – № 7. – С. 174-175.
66. Гуднер Р.В. Математическая модель удаления газа из жидкой стали / Р.В. Гуднер // Известия вузов. Черная металлургия. – 1977. – № 5. – С. 47-49.
67. Бакакин А.В. Результаты математического моделирования тепломассообменных процессов при внепечной дегазации металла / А.В. Бакакин, В.О. Хорошилов, Г.С. Гальперин // Известия вузов. Черная металлургия. – 1985. – № 11. – С. 21-25.

68. Меркулев В.Ф. Моделирование процессов тепломассопереноса при продувке металла в ковше аргоном / В.Ф. Меркулев, А.П. Васильев, А.Ф. Володин // Тезисы докладов н.-т. конф. «Интенсификация тепломассообменных процессов в сталеплавильных агрегатах». – Свердловск. – 1986. – С. 47-48.

69. Воронин В.А. Математическая модель внепечной дегазации стали порционным вакуумированием / В.А. Воронин, В.Н. Селиванов // Деп в ВИНТИ. – 1998. – № 668. – 31 с.

70. Захаров Н.И. Математическое моделирование процессов тепломассопереноса при внепечной дегазации металла всплывающими пузырями инертного газа / Н.И. Захаров, Ф.В. Недопекин, А.И. Троцан // Инженерно-физический журнал. – 2005. – т.78. – № 3. – С. 68-71.

71. Захаров Н.И. О компьютерном моделировании тепломассопереноса водорода в жидкой ванне при воздействии на металл электростатического поля / Н.И. Захаров, А.А. Троянский // Известия вузов. Черная металлургия. – 2013. – № 7. – С. 103-104.

72. Захаров Н.И. О компьютерном моделировании процессов тепломассопереноса при внепечной дегазации жидкого металла от растворенного в нем азота в электростатическом поле докритических напряженностей / Н.И. Захаров, А.А. Троянский, А.Б. Бирюков, И.В. Тупилко // Современные проблемы электрометаллургии: Матер. Междунар. науч.-техн. конф., Челябинск: Издательский центр ЮУрГУ, 2017. – С. 67-73.

73. Захаров Н.И. Математическое моделирование процессов тепломассопереноса при внепечной дегазации металла всплывающими пузырями инертного газа / Н.И. Захаров, Ф.В. Недопекин, А.И. Троцан, П.С. Харлашин // Инженерно-физический журнал. – 2005. – Т. 78. – С. 68-71.

74. Kazumi M. Скорость дегазации жидкого металла при продувке инертным газом / М. Kazumi, S. Masamichi, Н. Hideo // Тэцүто Хаганэ. J. Iron and steel Inst. Jap. – 1975. – Vol. 61. – № 2 – P. 182-194.

75. Lange K. Entgasung von Metallschmelzen Mit Blasenschwarmen / K. Lange // Arch. Eisenhutenw. – 1976. – Bd.47. – № 6. – S. 333-338.
76. Choh T. Скорость дегазации жидкого металла при продувке инертным газом / Т. Choh, М. Takada, М. Inouye // Тэцүтохаганэ. I. Iron and Steel. Jap – 1977 – Vol. 17. – № 3. – P. 653-661.
77. Masamichi S. Rate determining mechanism of degassing by inert gas flushing in molten metal / S. Masamichi, М. Kazumi // Trans. Jap. Inst. Metals. – 1982. – Vol. 23. - №8. – P. 440-450.
78. Шкуров С.В. О дегазации металлов и сплавов / С.В. Шкуров // Известия АН СССР. Металлы. – 1986. – № 3. – С. 71-76.
79. Шкуров С.В. О дегазации металлов по механизму пузырькового кипения / С.В. Шкуров // Известия АН СССР. Металлы. – 1987. – № 1. – С. 27-29.
80. Harris R. Numerical simulation of vacuum refining of liquid metal / R. Harris // Can. Met. Quar. – 1988. – Vol. 27. – № 3. – P. 169-178.
81. Белянчиков Л.Н. Кинетика рафинирования металла от газов в вакуумной спецэлектрометаллургии / Л.Н. Белянчиков // Сталь. – 1991. – № 1. – С. 35-38.
82. Белов Б.Ф. О механизме рафинирования при ковшевой обработке стали / Б.Ф. Белов, А.И. Троцан, И.Л. Бродянский // Черная металлургия. – 2014. – № 12. – С. 27-34.
83. Буркасов С.П. Анализ массообменных процессов газового перемешивания / С.П. Буркасов, А.Г. Гудеев, Ю.Г. Ярошенко // Известия вузов. Черная металлургия. – 2015. – Т. 58. – № 9. – С. 638-644.
84. Тутарева В.Д. Закономерности удаления газа на установке вакуумирования стали / В.Д. Тутарева, А.Н. Шаповалов, А.Н. Калитаев // Известия вузов. Черная металлургия. – 2017. – Т. 60. – № 3. – С. 192-199.
85. Ярошенко Ю.Г. Теплофизика – научная база энерго- и ресурсосберегающих металлургических технологий / Ю.Г. Ярошенко // Известия вузов. Черная металлургия. – 2017. – Т. 60. – № 8. – С. 587-602.

86. Тупилко И.В. Математическое моделирование тепломассопереноса азота в расплаве металла при его внепечной дегазации комплексным воздействием продувки аргоном и электростатического поля / И.В. Тупилко, М.В. Мельниченко, Н.И. Захаров // Наука глазами молодых: мат. Регион. конф., Донецк 23 мая 2018 г. – Донецк: ДонНТУ, 2018. – С.17-18.

87. Захаров Н.И. Приложение закона Сивертса к исследованию процессов тепломассопереноса при дегазации расплавов металлов от растворенного азота в электростатическом поле докритических напряженностей / Н.И. Захаров, И.В. Тупилко // Изв. вузов. Черная металлургия. – 2018. – Т. 61, № 11. – С. 920-921.

88. Тупилко И.В. Об энергоресурсосбережении при внепечной дегазации жидкого металла комплексным воздействием / И.В. Тупилко, Н.В. Останин, Н.И. Захаров // Наука глазами молодых: Матер. Регион. конф., Донецк 20 мая 2020. – Донецк: ДонНТУ, 2020. – С. 24-26.

89. Захаров Н.И. К вопросу о постановке граничного условия к уравнению конвективной диффузии азота в жидком металле при воздействии на него электростатического поля докритических напряженностей / Н.И. Захаров, А.Б. Бирюков, И.В. Тупилко // Проблемы черной металлургии и материаловедения. – 2018. – № 1. – С. 26-33.

90. Синельников В.А. Проблемы сталеплавильного производства на современном этапе / В.А. Синельников // Проблемы черной металлургии и материаловедения. – 2014. – № 1. – С. 43-53.

91. Козырев Н.А. Совершенствование технологии внепечной обработки стали с целью повышения качества проката / Н.А. Козырев, Е.В. Протопопов, А.А. Уманский, Д.В. Бойков // Известия вузов. Черная металлургия. – 2015. – Т. 58. – № 10. – С. 721-727.

92. Лубяной Д.А. Научные и технологические основы внепечной обработки металлов / Д.А. Лубяной, Ю.А. Толстикова, А.В. Маркидонов // Известия вузов. Черная металлургия. – 2020. – Т. 63. – № 3. – С. 218-224.

93. Рашев С.В. Высокоазотистые стали / С.В. Рашев, А.В. Елисеев, П.В. Богев // Известия вузов. Черная металлургия. – 2019. – Т. 62. – № 7. – С. 503-510.

94. Костина М.В. Азотосодержащие стали и способы их производства / М.В. Костина, Л.Г. Ригина // Известия вузов. Черная металлургия. – 2020. – Т. 63. – № 8. – С. 606-622.

ПРИЛОЖЕНИЕ А

«Справка об использовании материалов диссертационной работы»



**ДОНЕЦКАЯ НАРОДНАЯ РЕСПУБЛИКА
МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ И НАУКИ
ГОСУДАРСТВЕННОЕ ОБРАЗОВАТЕЛЬНОЕ УЧРЕЖДЕНИЕ
ВЫСШЕГО ПРОФЕССИОНАЛЬНОГО ОБРАЗОВАНИЯ
"ДОНЕЦКИЙ НАЦИОНАЛЬНЫЙ ТЕХНИЧЕСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ"**

283001, г. Донецк, ул. Артема, 58 тел.: (062) 337-17-33, 335-75-62, факс: (062) 304-12-78
эл. почта: donntu.info@mail.ru

10.06.21 № 89-10/16

На № _____

Диссертационный совет Д 01.016.03 при
Донецком национальном университете

СПРАВКА

об использовании материалов диссертационной работы И.В. Тупилко на тему
«Разработка энергоресурсосберегающих режимов внепечной деазотации жидкого
металла в условиях интенсификации процессов тепломассопереноса»,
представленную на соискание ученой степени кандидата технических наук по
специальности 05.14.04 – промышленная теплотехника.

Материалы, полученные при выполнении диссертационной работы
используются в учебном процессе кафедрой технической теплофизика при чтении
лекций по дисциплинам: «Теория очищения газов и жидкостей» и
«Интенсификация тепломассообменных процессов в теплотехнических агрегатах»,
а также при подготовке магистров по профилю «Промышленная теплотехника».

Проректор по научной работе
д.т.н., профессор



С.В. Борщевский