

Министерство образования и науки
Донецкой Народной Республики
Донецкий национальный технический университет

На правах рукописи

ГНИТИЁВ ПАВЕЛ АЛЕКСАНДРОВИЧ

**СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ И КОНСТРУКТИВНЫХ
ПАРАМЕТРОВ ПРОЦЕССОВ ВОЗДУШНОГО ОХЛАЖДЕНИЯ МЕТАЛЛА
В КАМЕРНЫХ ПЕЧАХ**

05.14.04 – Промышленная теплоэнергетика

Диссертация
на соискание ученой степени
кандидата технических наук

Научный руководитель:
д.т.н., профессор
Бирюков А.Б.

Донецк – 2016 г.

СОДЕРЖАНИЕ

ВВЕДЕНИЕ.....	4
РАЗДЕЛ 1 АНАЛИЗ СОВРЕМЕННОГО СОСТОЯНИЯ ТЕХНОЛОГИИ ВОЗДУШНОГО ОХЛАЖДЕНИЯ МЕТАЛЛА В ПЕЧАХ.....	10
1.1 Основы термообработки. Роль процессов охлаждения металлов	10
1.2 Этапы эволюции технологии воздушного охлаждения.....	17
1.3 Устройства для реализации операции воздушного охлаждения	20
1.4 Проблемы и способы контроля теплового состояния металла при термической обработке.....	24
1.5 Расчеты воздушного охлаждения металла в печах	31
1.6 Исследование конвективного теплообмена. Гидродинамическое течение среды. Пограничный слой.....	34
1.7 Интенсификация конвективного теплообмена	37
Выводы по разделу 1	38
РАЗДЕЛ 2 ОСНОВЫ СОЗДАНИЯ МАТЕМАТИЧЕСКОЙ И ФИЗИЧЕСКОЙ МОДЕЛЕЙ ДЛЯ ИЗУЧЕНИЯ ТЕПЛОФИЗИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ ВОЗДУШНОГО ОХЛАЖДЕНИЯ МЕТАЛЛА В ПЕЧАХ.....	40
2.1 Математическое моделирование процесса воздушного охлаждения .	40
2.2 Физическое моделирование. Методика экспериментального исследования конвективного теплообмена	59
2.3 Методика проведения натурных испытаний по подтверждению адекватности разработанной математической модели.....	71
Выводы по разделу 2	72
РАЗДЕЛ 3 ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕПЛОТЕХНИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ТЕХНОЛОГИИ ВОЗДУШНОГО ОХЛАЖДЕНИЯ МЕТАЛЛА В ПЕЧАХ	74
3.1 Исследование конвективного теплообмена при охлаждении металла в печах	74

3.2 Подтверждение адекватности разработанной математической модели	87
3.3 Исследование процесса воздушного охлаждения при помощи математического моделирования	92
Выводы по разделу 3	99
РАЗДЕЛ 4 РЕШЕНИЕ ПРАКТИЧЕСКИХ ЗАДАЧ СОВЕРШЕНСТВОВАНИЯ, ИНТЕНСИФИКАЦИИ И УПРАВЛЕНИЯ ТЕПЛООБМЕННЫМИ ПРОЦЕССАМИ ПРИ ВОЗДУШНОМ ОХЛАЖДЕНИИ МЕТАЛЛА В ПЕЧАХ	101
4.1 Теплотехнический анализ интенсификации процесса охлаждения металла в камерных печах при увеличении расхода газообразной среды.....	101
4.2 Экспериментальные исследования импульсного режима охлаждения тел в печи.....	107
4.3 Инженерная методика проектного расчета воздушного охлаждения	117
4.4 Система контроля и мониторинга теплового состояния металла при воздушном охлаждении в камерной печи	124
Выводы по разделу 4	129
ВЫВОДЫ.....	131
СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ	134
ПРИЛОЖЕНИЕ А	147
ПРИЛОЖЕНИЕ Б.....	148
ПРИЛОЖЕНИЕ В	149
ПРИЛОЖЕНИЕ Г	150

ВВЕДЕНИЕ

В условиях усиления конкуренции на рынке металлургической и машиностроительной продукции возникает необходимость постоянной работы над повышением качества продукции с одной стороны, и снижением ее ресурсоэнергоемкости – с другой.

Одну из основных ролей в управлении качеством стальных изделий играет термообработка, во многих видах которой (нормализации, отжиге) важное место занимает процесс воздушного охлаждения (ВО).

На сегодняшний день процесс ВО при термообработке стальных изделий осуществляется в термических печах периодического действия, что накладывает на этот процесс ряд требований, таких как обеспечение заданной скорости и сокращение времени охлаждения. Используемые на сегодня подходы к расчету этих параметров несовершенны. Это влечет за собой перерасход энергоресурсов и увеличение времени пребывания материала в печи вследствие недостаточного исследования влияния различных конструктивных и технологических параметров на процесс съема тепла с металла. Создание новых печей и реконструкция существующих требуют научно обоснованных методик расчета рациональных параметров и оптимизации технико-экономических характеристик процесса ВО. Выбору рационального расхода воздуха мешает недостаточная изученность рабочего процесса охлаждения в реальных условиях, отсутствие достаточно простых и надежных методик его проектного расчета и др. Для соответствия предъявляемым требованиям необходимо разработать методики инженерного расчета процесса, математические модели определения теплового состояния металла, системы диагностики и контроля. Вместе с этим на современном этапе возникла необходимость создания прогнозных математических моделей, участвующих в управлении технологией ВО металлов.

Таким образом, тема диссертационного исследования, посвященная совершенствованию технологических и конструктивных параметров систем ВО металла в термических печах периодического действия, является актуальной.

Связь с научными программами, планами, темами. Работа выполнена в соответствии с планами научного направления кафедры технической теплофизики Донецкого национального технического университета «Развитие теоретических и технологических основ рационального управления тепло-массообменными процессами в различных технологиях» и является частью исследований, проведенных в рамках госбюджетной темы «Совершенствование технологических и конструктивных параметров процессов воздушного охлаждения материалов» № Н10-15, при выполнении которой автор принимал участие в качестве соисполнителя.

Цель и задачи исследования. Целью работы является совершенствование технологических и конструктивных параметров систем ВО металла в термических печах периодического действия.

Для достижения поставленной цели необходимо решить следующие задачи:

- провести анализ имеющихся сведений о технологических и конструктивных параметрах механизма ВО металла в термических печах периодического действия, влияющих на его конечную структуру и свойства в цикле термической обработки;
- разработать математическую модель для изучения теплообменных процессов при ВО металлических заготовок цилиндрической формы в термических печах периодического действия;
- создать лабораторную модель камерной печи и провести экспериментальные исследования реальной картины натекания воздуха при обдуве тел различной геометрической формы для получения критериальных зависимостей, описывающих конвективный теплообмен при взаимодействии твердых поверхностей с потоком газообразной среды в условиях, моделирующих производственные;
- исследовать влияние технологических и конструктивных параметров на длительность операции ВО металла;
- разработать технические средства интенсификации технологии ВО за счет импульсной подачи охлаждающего воздуха;

- разработать аналитические подходы для анализа энергетической эффективности интенсификации процессов ВО металла;
- разработать инженерную методику проектного расчета процессов ВО металла и выполнить ее проверку в реальных условиях;
- разработать теплофизические основы диагностики и автоматического контроля процесса ВО металла и выполнить их проверку в реальных условиях.

Объект исследования – системы воздушного охлаждения металлов в термических печах камерного типа.

Предмет исследования – теплообменные процессы при воздушном охлаждении металла в камерных печах.

Методы исследования. Экспериментальные исследования конвективного теплообмена в камерных печах проводились на лабораторной модели, геометрически подобной одной из типовых камерных печей с выкатным подом, кафедры технической теплофизики со статистической обработкой полученных результатов.

Математическая модель исследования процесса охлаждения создана на базе решения дифференциального уравнения нестационарной теплопроводности при помощи метода наименьших квадратов и неявной схемы аппроксимации. Компьютерная программа, реализующая разработанный алгоритм создана в пакете Delphi, а для визуализации результатов моделирования использовано программное обеспечение для инженерных вычислений MathCAD.

Достоверность полученных результатов обеспечивается благодаря корректно поставленной задаче, использованию фундаментальных законов конвективного и лучистого теплообмена, известных закономерностей теории турбулентных струй.

Научная новизна полученных результатов:

1. Впервые получены критериальные уравнения, описывающие конвективный теплообмен в камерах печей формы прямоугольного параллелепипеда и соотношением размеров, типовом для печей с выкатным подом, при безимпульсной подаче теплоносителя и поперечном обтекании тел, имеющих форму куба и цилиндра. Степени при Рейнольдсе 0,62 и 0,5 множитель перед

уравнением 0,14 и 1,49 соответственно. Полученные уравнения справедливы для $Re > 3000$.

2. Впервые получены критериальные уравнения, описывающие конвективный теплообмен в камерах печей формы прямоугольного параллелепипеда и соотношением размеров, типовом для печей с выкатным подом, при импульсной подаче теплоносителя и поперечном обтекании тел, имеющих форму куба. Дополнительным критерием для учета импульсного режима подачи среды является критерий Струхала Sh . Степени при Рейнольдсе 0,62 множитель перед уравнением 0,73 и степени при Струхале 0,226. Полученные уравнения справедливы для $Re > 3000$ и $Sh = 0,016-0,021$. Импульсный режим подачи демонстрирует интенсификацию в диапазоне 15-22% в сравнении с безимпульсным режимом.

3. Получили развитие научные представления о реализации технологий ВО металла в печи за счет систематизации представлений о влиянии параметров футеровки камеры печи на время, необходимое для реализации процесса. Установлено, что при использовании керамоволокнистых материалов взамен плотного огнеупора показано среднее ускорение процесса на 43-50% в зависимости от расхода охладителя. При использовании плотной подины и керамоволокнистого покрытия стен и свода ускорение составляет 30-41% в зависимости от тех же параметров.

4. Получили развитие научные представления о механизме съема тепла при ВО металла в печи за счет установления доли тепла, которая непосредственно снимается с поверхности металла конвекцией и составляет 10-30% в зависимости от массы садки печи и расхода охлаждающего воздуха. Остальное тепло передается излучением на поверхность футеровки и снимается с нее охлаждающим воздухом конвекцией.

5. Впервые установлено среднее значение коэффициента местного сопротивления вращающейся круглой заслонки с отступом до 5% от внутреннего диаметра трубопровода, вращающейся с частотами 0,8-1,6 Гц заслонки, которое составляет 20,95, и в пределах инженерной погрешности соответствует

коэффициенту местного сопротивления круглой неподвижной заслонки при угле поворота 45° .

Практическая ценность результатов:

1. Создана математическая модель расчета процесса охлаждения, способная интегрироваться в АСУ ТП, быстрая и безусловно устойчивая, позволяющая производить вычисления для различного типа садки печи и типа используемой футеровки камеры.

2. Создана инженерная методика проектного расчета ВО, позволяющая выбрать требуемый расход воздуха и характеристики нагнетателя на основании заданной скорости охлаждения в инерционный период.

3. Созданы основы системы диагностики процесса ВО и предложена система автоматического контроля процесса ВО, основанные на анализе количества тепла, отводимого из печи.

4. Даны рекомендации по совершенствованию конструктивных параметров футеровки термических печей, показано количественное ускорение операции ВО при использовании керамоволокнистых огнеупоров взамен плотных.

5. Создан и запатентован способ определения коэффициентов конвективной теплоотдачи (ККТ) для разных схем контакта газообразной среды и металла.

Личный вклад соискателя. Определены цели и поставлены задачи исследования, произведен обзор публикаций по современному состоянию технологий воздушного охлаждения металла в печах; подготовлены основные публикации по теме диссертационной работы; проведены экспериментальные и расчетно-теоретические исследования конвективного и лучистого теплообмена в камерных печах; выполнено математическое моделирование процесса воздушного охлаждения; разработана методика для определения температурного состояния обрабатываемого металла в печах; выполнена оценка влияния параметров процесса воздушного охлаждения на показатели ресурсосбережения; разработаны в научном плане и технически обоснованы подходы для работы системы контроля тепловой работы устройств термообработки.

Основные научные результаты диссертации получены соискателем лично и при непосредственном участии автора. Отдельные составляющие теоретических и экспериментальных исследований диссертационной работы выполнены с соавторами научных работ, которые указаны в перечне научных публикаций.

Апробация результатов диссертации. Основные результаты диссертационной работы докладывались на 9 научных конференциях.

Публикации. Основные результаты диссертационных исследований изложены в 6 печатных работах, в том числе в 4 рецензируемых научных изданиях: 2 работы опубликованы в изданиях, входящих в перечень специализированных научных журналов, утверждённый МОН Украины; 2 – в изданиях, входящих в перечень ведущих рецензируемых научных журналов, утверждённый ВАК РФ, одном патенте на полезную модель.

Структура и объем диссертации. Диссертация состоит из содержания, введения, четырех разделов, общих выводов, списка использованной литературы и приложений. Общий объем диссертации составляет 150 страниц, на 133 которых расположен основной текст, на 13 страницах список использованных источников, состоящий из 129 наименований, на 4 страницах приложения.

РАЗДЕЛ 1

АНАЛИЗ СОВРЕМЕННОГО СОСТОЯНИЯ ТЕХНОЛОГИИ ВОЗДУШНОГО
ОХЛАЖДЕНИЯ МЕТАЛЛА В ПЕЧАХ

1.1 Основы термообработки. Роль процессов охлаждения металлов

Технология производства металлических изделий в общем случае включает три основных элемента: металлургия – получение металла заданного состава и его разливка; механическая технология – получение из металла изделий заданной внешней формы; термической обработки – получение заданных свойств путем изменения структуры металла [1]. Одним из важных этапов в данной цепочке является термическая обработка (ТО) изделий, которая позволяет нивелировать ряд дефектов в структуре металлов, полученных в ходе проведения первой и второй стадии производства изделий, а также придать ряд новых свойств. В связи с этим в машиностроении для управления структурой и свойствами стальных изделий широко применяют термическую обработку. Такой вид обработки способен изменять структурно чувствительные свойства металлов, которые в общей массе свойств занимают большую долю [2]. Вместе с тем, процесс термической обработки призван уменьшить внутренние напряжения в обрабатываемом изделии и согласно литературным данным, чем выше температура термической обработки, тем меньше остающиеся в детали напряжения [3].

Процесс термообработки изделий обычно включает в себя три последовательные операции: нагрев в печи, выдержку с целью усреднения температуры по сечению, охлаждение изделия. Любой режим термической обработки характеризуют следующие основные параметры: температура нагрева $t_{\max}$, то есть максимальная температура, до которой был нагрет сплав при термической обработке; время выдержки сплава при температуре нагрева τ_v ; скорость нагрева $v_{\text{нагр}}$ и скорость охлаждения $v_{\text{охл}}$ [4].

Основные виды ТО можно разделить на две группы: предварительная (отжиг) и окончательная (закалка и отпуск). Первый тип ТО призван привести металл в

более устойчивое состояние из неустойчивого, которое металл мог получить в результате предшествующей обработки. Второй тип ТО призван сформировать конечную структуру и свойства изделий [5]. Стоит также отметить, что в случае, если предварительная термическая обработка обеспечивает требуемый уровень механических свойств, то окончательная термообработка может не проводиться [6]. На практике существуют различные виды термической обработки, среди которых можно выделить основные:

- отжиг I рода, при котором осуществляется нагрев металла ниже температуры фазового превращения, имеющего неустойчивое состояние в результате предшествовавшей обработки (кроме закалки), приводящей металл в более устойчивое состояние; основные его подвиды – рекристаллизационный отжиг, гомогенизационный отжиг и др.;

- отжиг II рода характеризующийся нагревом металла выше температуры фазового превращения с последующим медленным непрерывным или ступенчатым охлаждением для получения стабильного структурного состояния сплава. Фазовая перекристаллизация является основным отличием отжига второго рода от отжига первого рода. Частным случаем отжига II рода является нормализация, при которой металл охлаждается на воздухе в цехе. В конечном итоге сталь приобретает мелкозернистую, однородную структуру. В результате чего твердость и прочность заготовки становится выше на 10-15 %, чем после отжига [7];

- закалка – это нагрев металла с последующим достаточно быстрым охлаждением для получения структурно-неустойчивого состояния;

- отпуск, представляющий собой нагрев закаленного сплава для получения более стабильного состояния;

- старение – это процесс нагрева металла, вызывающий превращения в закаленном сплаве [8] и приближающий его состояние к более устойчивому [9].

Все указанные виды ТО могут разделяться на ряд подвидов.

Между закалкой и отжигом 2-го рода много общего, но при отжиге 2-го рода цель охлаждения – приблизить сплав к равновесному состоянию, поэтому

охлаждение проводят медленно, а при закалке охлаждение быстрое, чтобы отдалить структурное состояние сплава от равновесного [10].

При реализации различных операций отжига после нагрева и выдержки изделий их подвергают охлаждению либо в жидкостях, масле или воде (резкое охлаждение), либо воздухом, принудительно подаваемым в печь (быстрое охлаждение), либо вне печи на воздухе и в ряде операций необходимо проводить охлаждение внутри печи без подачи охлаждающей среды (медленное охлаждение). Характер и полнота превращений в металле в значительной мере зависит от скорости охлаждения [11].

Данные способы занимают время в диапазоне от долей часа в первом случае, до нескольких суток в последнем. Выбор вида охлаждения зависит от тех свойств, которыми должен обладать конечный продукт. Так, например, если необходимо получить изделие с повышенной прочностью, то, как правило, выбирают вариант резкого охлаждения, так как при таком режиме в заготовке формируются структуры, способствующие упрочнению (мартенсит). В работах [12] и [13] исследованы структура и свойства высокохромистой стали мартенситного класса после термической обработки и воздушного охлаждения, в результате чего сделан вывод о значительном влиянии режимов термообработки как на кратковременные так и длительные свойства металла. И наоборот, если требуется пластичность – применяют замедленное охлаждение в печи без подачи охлаждающего воздуха. В таком случае формируются структуры металлов, приближенные к равновесному состоянию (феррит, перлит) [14]. Авторы работы [15] исследовали влияние термоциклической обработки на структурное состояние литой стали, установлено, что применение литого инструмента, в сочетании с оптимальными режимами термической обработки, позволяет существенно повысить его стойкость по сравнению со стандартным инструментом. Также известны способы охлаждения воздухом в процессе закалки высоколегированной стали небольших размеров с использованием воздуха со спокойной струей и под давлением 3-6 кгс/см² [16].

Стартовая для охлаждения температура для углеродистых сталей определяется видом отжига и содержанием углерода (рисунок 1.1).

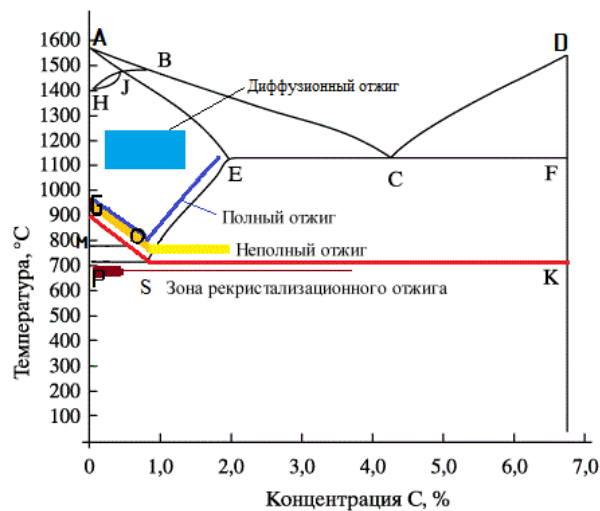


Рисунок 1.1 – Виды отжига на диаграмме железо-углерод

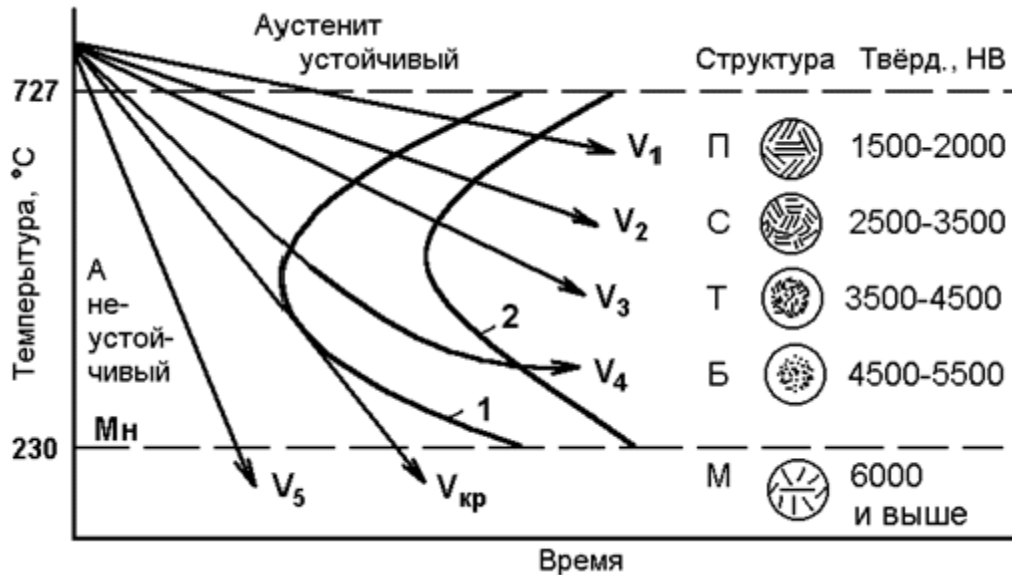
Обработкой отжигом без фазовых превращений уменьшаются в основном напряжения и различия в концентрациях (гомогенизация). В основном термообработка в состоянии равновесия обеспечивает завершение предшествующих этапов изготовления и обработки, когда требуется по возможности равномерный однородный конечный продукт в стабильном состоянии. Отжиг для снятия напряжений – это термообработка при низкой температуре, не вызывающая существенных структурных изменений и связанных с этим воздействий на свойства [17].

В противоположность отжигу для снятия напряжений рекристаллизационный отжиг связан с образованием совершенно новой структуры, которое протекает путем образования и роста зародыша. Время отжига сильно зависит от геометрических параметров детали и оказывает значительное воздействие на конечную структуру и связанные с ней свойства [18].

Также существует нормализационный отжиг, который позволяет достигнуть равномерной мелкой структуры с хорошим и незначительно отличающимися свойствами материала. Неполный отжиг характеризуется нагревом металла выше температуры образования аустенита с последующим замедленным охлаждением. Диффузионный отжиг характеризуется нагревом стали до температуры значительно выше интервала превращений (на 180—300° C) с последующим медленным охлаждением. Такой отжиг применяется для выравнивания

химической неоднородности (путем диффузии) зерен твердого раствора, тем самым можно уменьшить различия концентрации в структуре [19].

При росте скорости охлаждения (например, при закалке деталей) структура сплавов может весьма существенно измениться (рисунок 1.2) [20].



П — перлит, С — сорбит, Т — троостит, Б — бейнит, М — мартенсит; 1 и 2 — начало и конец распада аустенита, соответственно

Рисунок 1.2 – Кривые охлаждения при термической обработке

Перлитное превращение носит диффузионный характер: происходит перераспределение углерода в сплаве. Аустенит распадается на пластины феррита ($C < 0,025\%$) и цементита ($C = 6,67\%$). С повышением скорости охлаждения пластины становятся все тоньше. Выделяют:

- собственно перлит – грубодифференцированный перлит (скорость охлаждения V_1 , рисунок 1.2);
- сорбит – среднечувствительный перлит (V_2);
- троостит – тонкодифференцированный перлит (V_3).

Чем выше степень дисперсности структур, тем выше твердость и прочность сплава [21].

Бейнитное (промежуточное) превращение (скорость V_4) несет в себе черты, как перлитного (диффузионного), так и мартенситного (бездиффузионного) превращений. Структуру бейнита составляют несколько пересыщенное углеродом α -железо и частички карбидов. Принято выделять:

- верхний бейнит, получающийся при невысоких скоростях охлаждения. Имеет «перистый» вид. В сравнении с продуктами перлитного превращения имеет пониженную пластичность. Твердость и прочность не растет;

- нижний бейнит получается при более высоких скоростях охлаждения. Имеет игольчатый вид. Наблюдается некоторое повышение прочности, твердости и пластичности [22].

Мартенситное превращение носит бездиффузионный характер. Скорости охлаждения столь высокие (например, при закалке деталей; скорость охлаждения выше $V_{кр}$), что не успевает произойти диффузия атомов углерода, и они занимают позиции в порах решетки образующегося α -железа, сильно искажая ее.

Соответственно, мартенсит представляет собой пересыщенный твердый раствор углерода в α -железе. Концентрация углерода может достигать ее значения в исходном аустените, т.е. 2,14%. Мартенсит характеризуется высокими твердостью и прочностью, а также хрупкостью [23].

Так, при диффузионном отжиге, целью которого является уменьшение химической неоднородности изделий, после нагрева стали до температуры 1000–1250 °С, выдержке при этой температуре в течение определенного времени следует медленное охлаждение в течение 6–8 ч до температуры 800–890 °С в печи, а затем – на воздухе [24]. При низкотемпературном отжиге, назначением которого является снятие внутренних напряжений, после нагрева изделий до температур 500–550 °С и выдержки от 2 до 8 ч проводится охлаждение со скоростью 20–30 °С в час до температуры 150–200 °С, затем на воздухе [25].

Скорость охлаждения стали при отжиге не должна превышать 100 – 200 °С в час для углеродистых сталей, 50 - 60 °С в час для низколегированных сталей и 30 – 50 °С в час для сталей с большим содержанием легирующих элементов. Ее определяют по типичной диаграмме изотермического превращения аустенита доэвтектоидной стали (рисунок 1.3). В случае же превышения указанных диапазонов температур конечная структура металла будет отличаться от требуемой, вместе с тем будет отличаться и твердость полученной детали.

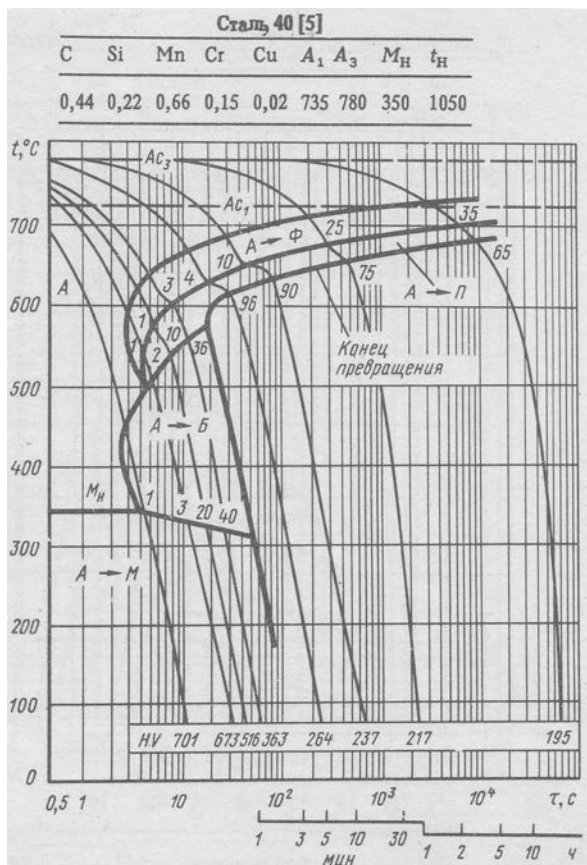


Рисунок 1.3 – Термодинамическая диаграмма распада аустенита [26]

Как упоминалось выше, время отжига сильно зависит от параметров детали и оказывает значительное воздействие на конечную структуру и связанные с ней свойства. А значит контроль операции воздушного охлаждения имеет одно из первостепенных значений при производстве изделий ответственного назначения [27]. Согласно работе [28] в интервале мартенситного превращения в диапазоне температур ниже 300 °С важно иметь низкую скорость охлаждения, которая способствует понижению возникающих внутренних напряжений и предотвращает образование закалочных трещин. Например, для стали мартенситного класса (сталь 18Х2Н4ВА) в качестве охлаждающей среды применяют спокойный и сжатый воздух, обеспечивая получение мартенситной структуры при минимальных короблениях изделий.

Термообработка может быть сложной, состоящей из многочисленных нагревов, прерывистого или ступенчатого нагрева (охлаждения), охлаждения в область отрицательных температур и т.д. [29]. В зависимости от требований, предъявляемых к изделию, ТО могут проводить несколько раз для одного и того же изделия [30], такой вид ТО носит название термоциклическая обработка (ТЦО) [31]. Необходимость многократного повторения обработки при заданных температурах, как правило, обусловлена стремлением накопить изменения, которые коренным образом улучшают качество изделий и придают им свойства, недостижимые при одноразовой термической обработке [32]. При несоблюдении температурного режима термообработки возможны появления дефектов в

структуре металла, что негативно сказывается на однородности и в конечном счете на сроке службы изделия [33].

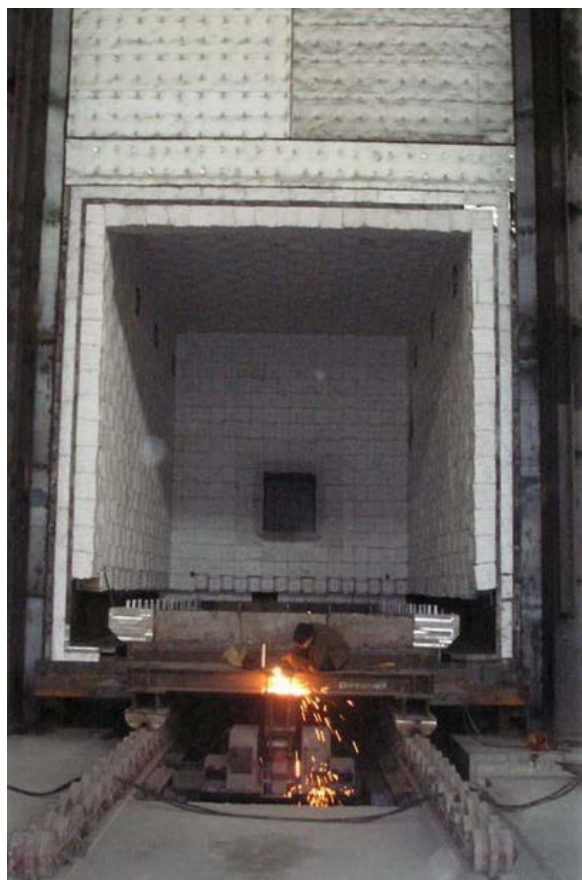
В данном подразделе показаны существующие технологии термической обработки, которые характеризуются различными максимальными температурами нагрева и режимами охлаждения. Отмечена важность этапа охлаждения в частности рассмотрены технологии отжига и нормализации, использующие воздушное охлаждение. Показано влияние скорости охлаждения на конечную структуру металла.

1.2 Этапы эволюции технологии воздушного охлаждения

Операция воздушного охлаждения в термических печах известна уже несколько десятилетий. Изначально она применялась для сравнительно тонких изделий, например, в башенных печах для отжига стальной полосы [34]. Что касается обработки крупных изделий в печах периодического действия (прежде всего в печах с выкатным подом), то в СССР и в западных странах до 80-х годов применялось преимущественно охлаждение на воздухе. Одна из причин этого заключалась в том, что печи термообработки оборудовались плотными огнеупорами для создания рабочего и теплоизоляционного слоев [35]. Большая масса огнеупоров существенно затрудняла осуществление операции охлаждения воздухом в печи, так как при этом вместе с загруженной садкой, необходимо было охлаждать кладку печи, которая зачастую была в два-три раза тяжелее самих охлаждаемых изделий. Таким образом, охлаждение изделий для таких печей проводилось на воздухе вне печи на спокойном воздухе, либо при помощи жидкостей (масло, либо вода) [36].

При реализации ТЦО такой подход является крайне нетехнологичным, так как по ходу требуется несколько раз разгружать и снова загружать печь. Кроме того, при свободном охлаждении на воздухе крайне сложно управлять скоростью охлаждения металла.

На сегодняшний день на большинстве машиностроительных предприятий постсоветского пространства и в мировой практике при реализации ТЦО операцию охлаждения проводят непосредственно в термических печах, подавая холодный



воздух через горелки или дополнительные дутьевые устройства. Это стало возможным благодаря применению низкоинерционного изоляционного материала – керамоволокна [37]. Малая плотность, сравнительно небольшая требуемая толщина (до 0,3 м), позволили достигать требуемую температуру в печи в несколько раз быстрее [38], чем при использовании плотных огнеупоров [39]. На рисунке 1.4 показана фотография рабочей камеры печи с выкатным подом с использованием керамоволокнистого огнеупора.

Рисунок 1.4 – Фотография керамоволокна на внутренних поверхностях камерной печи

Характеристики наиболее распространенных керамоволокнистых огнеупоров и теплоизоляционных материалов приведены в приложении А.

В настоящее время на современных отечественных машиностроительных предприятиях применяются футеровки из керамоволокнистых малоинерционных огнеупорных и теплоизоляционных материалов [40] производства фирм Parok (Финляндия), Keratech (Чехия), RATH (Германия) [41] и других.

В статье [42] авторы сравнили затраты на разогрев традиционных типов огнеупоров, таких как шамотный кирпич с современными типами – керамоволокнистыми боками. Результаты сравнения приведены ниже в таблице 1.1.

Таблица 1.1 - Эффективность применения различных огнеупоров

Вид огнеупора	Объем футеровки, м ³	Рабочий объем печи, м ³	Масса футеровки, кг	Кол-во теплоты для нагрева футеровки, кДж	Объем газа для нагрева футеровки до 1000°С
Кирпич шамотный ША-1	92	132	184 224	173 317 939	5 018
Блоки керамоволокнистые LYTX 1260 Z	34	190	6 842	6 436 577	186

Как видно из таблицы топливные затраты на нагрев футеровки отличаются практически в 27 раз. В свете высоких цен на энергоносители такая разница позволит в короткие сроки окупить замену огнеупоров в печи и в будущем экономить топливо при разогреве печи до заданных температур.

В настоящее время охлаждение заготовок на воздухе как единственная операция охлаждения сохранилась в тех технологических циклах, где применяется простая ТО [43] или печи оборудованы плотными огнеупорами [44].

В работе [45] отмечается, что при закалке в воде крупных деталей возможно образование закалочных трещин, которые возникают в конце охлаждения. Для предотвращения такого эффекта водяное охлаждение прерывают и переносят деталь на воздух, в это время в ее наиболее теплоинерционных точках будет продолжаться охлаждение, а в поверхностных слоях за счет внутреннего тепла начнется отпуск. При правильно выбранном времени закалочного охлаждения в воде и охлаждения на воздухе можно получить более дисперсную структуру и высокую прочность по сечению детали по сравнению с закалкой в масле и уровень остаточных напряжений, не вызывающих возникновения трещин [46]. Авторы также отмечают, что охлаждение изделия на воздухе идет без контроля по времени. Учитывая тот факт, что температура изделий находится в диапазоне 500-650 °С, то время охлаждения будет достаточно длительным, что не способствует увеличению

производительности производственного цикла. Авторы доказали целесообразность воздушного охлаждения вне печи, по сравнению с охлаждением изделий внутри печи, обмурованной тяжелыми огнеупорами, без подачи дополнительного воздуха.

Также применяются различные мероприятия по улучшению работы существующих печных агрегатах на предприятии показанные в работе [47].

В настоящее время отсутствуют количественные оценки влияния параметров футеровки на длительность процесса охлаждения в сравнении с плотными материалами.

1.3 Устройства для реализации операции воздушного охлаждения

Как упоминалось выше полный цикл операций ТЦО производят непосредственно в печи термообработки, что существенно увеличило производительность печей и сократило энергоемкость процесса вследствие отсутствия необходимости выкатывать и обратно закатывать под печи с изделиями на время охлаждения. Фотографии современных печей термообработки приведены ниже на рисунке 1.5.



Рисунок 1.5 – Печи с выкатным подом для термической обработки изделий

Для осуществления операции воздушного охлаждения данные печи оборудованы вентиляторными установками типа ВД различной модификации, производительностью вплоть до $150 \text{ м}^3/\text{ч}$ [48]. Аэродинамические характеристики вентилятора В0-06-300-10 с производительностью $28-37 \text{ м}^3/\text{ч}$ приведены на рисунке 1.6.

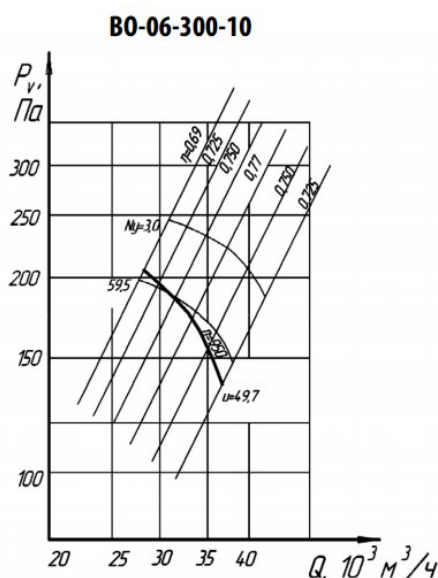


Рисунок 1.6 – Аэродинамические характеристики вентилятора В0-06-300-10

Таких вентиляторов может быть установлено несколько на общий межпечной коллектор. В качестве примера используемых типов нагнетателей приведена напорно-расходная характеристика зарубежного нагнетателя типа Р4М-Н5М2W-РВВ на рисунке 1.7. Регулирование количества подаваемого воздуха происходит при помощи направляющего аппарата на всасывающей трубке нагнетателя, то есть устанавливают данный аппарат с поворотными лопатками и при изменении положения последних меняется угол входа потока воздуха на лопатки рабочего колеса. В результате этого также изменяется характеристика нагнетателя либо характеристика регуляторов [49].

Более рациональным способом управления подачей воздуха является регулирование частоты вращения вентилятора посредством управления через блок частотного управления (БЧУ) [50].

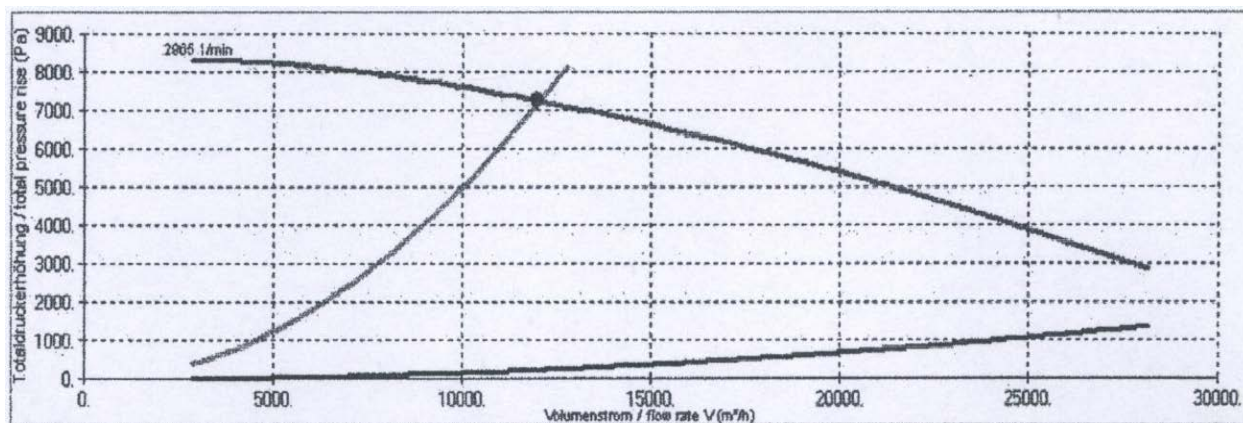


Рисунок 1.7 – Напорно-расходная характеристика нагнетателя Р4М-N5М2W-RBV с некоторой условно выделенной характеристикой сети

Воздух для охлаждения может подаваться как через газогорелочные устройства, так и через дополнительные воздушные фурмы в печи.

Вместе с тем, при проектировании новых типов печей конструкторы сталкиваются с проблемой выбора дутьевого устройства требуемой мощности. Так как неправильный выбор нагнетателя ведет за собой не только одноразовый

перерасход средств, но и постоянный – обусловленный тем, что при неполной нагрузке работа нагнетателя характеризуется низким КПД, поэтому оборудовать печь вентилятором с заведомо завышенными характеристиками не является рациональным. Данная проблема может быть решена при помощи матмоделирования, целью которого будет расчет необходимого количества воздуха в зависимости от параметров садки, а также количества, расположения дутьевых устройств и заданной скорости охлаждения непосредственно в камере печи.

Также известны камеры с тонкой футеровкой, предназначенные для охлаждения металлических листов и полос за счет тепловых потерь через кладку [51]. Ниже, на рисунке 1.8, представлены камеры с футерованным (а) и с водоохлаждаемым (б) сводом.

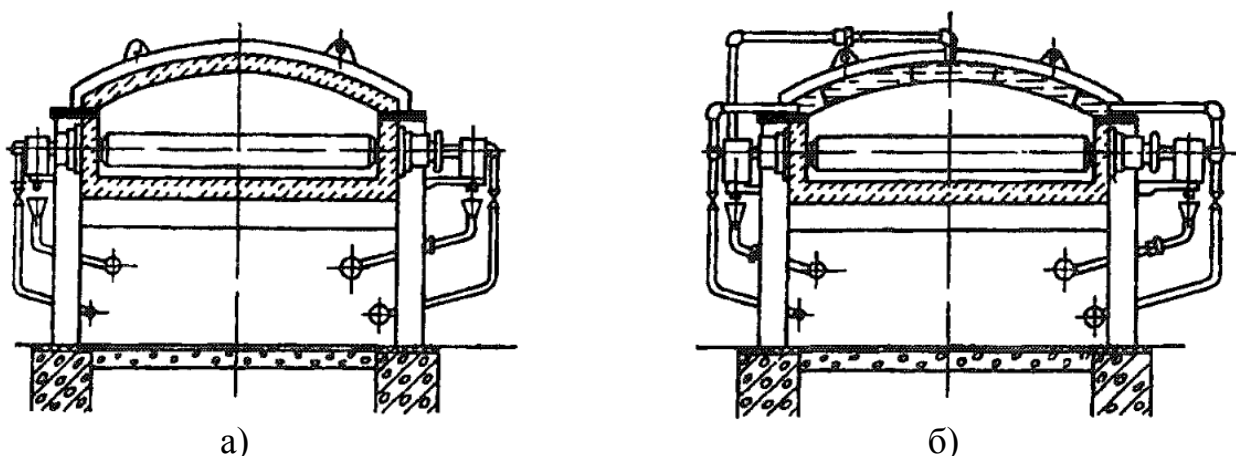


Рисунок 1.8 Камеры с тонкой футеровкой

Такие камеры позволяют охлаждать листовую сталь с заданной скоростью за счет регулирования количества отведенного тепла расходом воды через свод.

Одной из разновидностей камер охлаждения являются камеры ускоренного охлаждения, где при помощи воды охлаждается не только свод, но и стенки. Охлаждение в таких камерах происходит за счет конвекции и излучения [51].

В данной работе также описаны камеры струйной обдувки, где охлаждение металла происходит за счет обдува струями воздуха либо газа контролируемого состава, которые подаются перпендикулярно к поверхности охлаждаемых изделий через систему круглых отверстий или прямоугольных щелей. В таких печах коэффициент теплоотдачи варьируется в диапазоне от 50 до 70 Вт/(м²·К) в

зависимости от расхода охлаждающей среды. Интенсификация процесса теплосъема достигается за счет увеличения расхода среды, что сопряжено с увеличением энергетических затрат.

Вышерассмотренные камеры сопряжены одним общим недостатком – для реализации операции охлаждения необходимо иметь дополнительную камеру и, если рассматривать термоциклическую обработку заготовок – потребуется многократная пересадка металла из печи в данную камеру. Целесообразнее проводить охлаждение в тех же печах, где осуществляется нагрев, при этом необходимо использовать керамоволокнистые теплоизоляционные материалы, с целью нивелирования тепловой инерционности печи.

Устройств, где применяется воздушное охлаждение достаточно много, как упоминалось выше, это могут быть печи термической обработки изделий, а также колпаковые печи для ТО листовой стали. В первом случае процесс охлаждения непосредственно связан с изделиями, т.е. охлаждающий воздух контактирует с поверхностью заготовок. Во втором же случае воздухом охлаждают муфел печи, а от изделий к муфелю тепло передается конвекцией и излучением. Фото конструкций для подачи воздуха в камерную печь приведено на рисунке 1.9 [52].



Рисунок 1.9 – Обвес печи арматурой для подачи воздуха и газа

1.4 Проблемы и способы контроля теплового состояния металла при термической обработке

1.4.1 Метод термограмм

В случае бесконтрольного ведения процесса вероятно появление большого процента брака [53]. Также известны случаи, когда при термообработке изделия греются/охлаждаются в печи излишне долго, что сказывается на энергоэффективности процесса ТО. В настоящее время существует несколько подходов для контроля за нагревом материала в печи. Наиболее известный способ основан на методе термограмм. Суть которого описана авторами в работе [53]: при помощи разработанных контактных средств возможно получение информации о температурном поле печи и распределении температур в изделиях, подвергнутых ТО. Процедура получения результатов следующая: перед установкой на исследуемый объект, в регистратор температуры вводятся основные параметры программы сбора данных.

Регистраторы, например, модель Data Loggers Траq21 [54] (рисунок 1.10), представляют собой компактные, прочные и точные устройства, созданные специально для работы в условиях высоких температур, типичных для внутрипечных процессов. Устройство представляет из себя своего рода самописец, в котором могут быть как 8 так и 10 каналов для подключения термопар, встроенный Ni-MH аккумулятор, количество ячеек памяти равно 130 000 штук, диапазон измеряемых температур: от -100 до 1370 °C с точностью $\pm 0,3$ °C. Данный регистратор способен работать со всеми видами термопар. Недостатком устройства является необходимость дополнительной тепловой защиты, так как корпус устройства выполнен из пластика.

Регистратор устанавливается в контейнер тепловой защиты и помещается вместе с обследуемым изделием, или специально изготовленной рамой, на входе печи. Для его защиты используют так называемые «тепловые барьеры», которые представляют собой теплоизоляционные ящики, предназначенные для установки в

них температурного самописца. Примером «теплого барьера» может служить reheat Thermal Barriers – Slab or Billet [54].



Рисунок 1.10 – Регистратор Datarag

Данная модель предполагает ее использование в течении 8 часов, 5 из которых происходит при температуре 1250 °С. Кроме того, длительность нахождения контейнера с самописцем в печи может быть увеличена за счет увеличения размеров самого барьера [55]. Датчики температуры закрепляются в контрольных точках рамы (изделия). Затем система проходит вместе с рамой (изделием) весь цикл термообработки. На выходе из печи регистратор извлекается из контейнера, подключается к персональному компьютеру, на который производится выгрузка данных и проводится их анализ. Потребитель получает полную информацию о температурном поле в рабочем пространстве печи или об изменении температуры на поверхности и внутри изделия. На основании полученных графиков можно отмечать соответствие требуемой скорости нагрева и охлаждения, в случае заметного расхождения данную операцию могут повторить повторно, внося изменения в технологические параметры операции ТО. Рабочее окно программы с данными, полученными в ходе проведения некоторого вида охлаждения, представлено на рисунке 1.11.

У отмеченного метода есть как преимущества, так и недостатки, которые отмечены ниже.

Преимущества:

- получение полного и точного графика температурного состояния металла конкретной геометрической формы;

Недостатки:

- возможность использования результатов для планирования ТО только для садки с аналогичными геометрическими и физико-химическими свойствами.

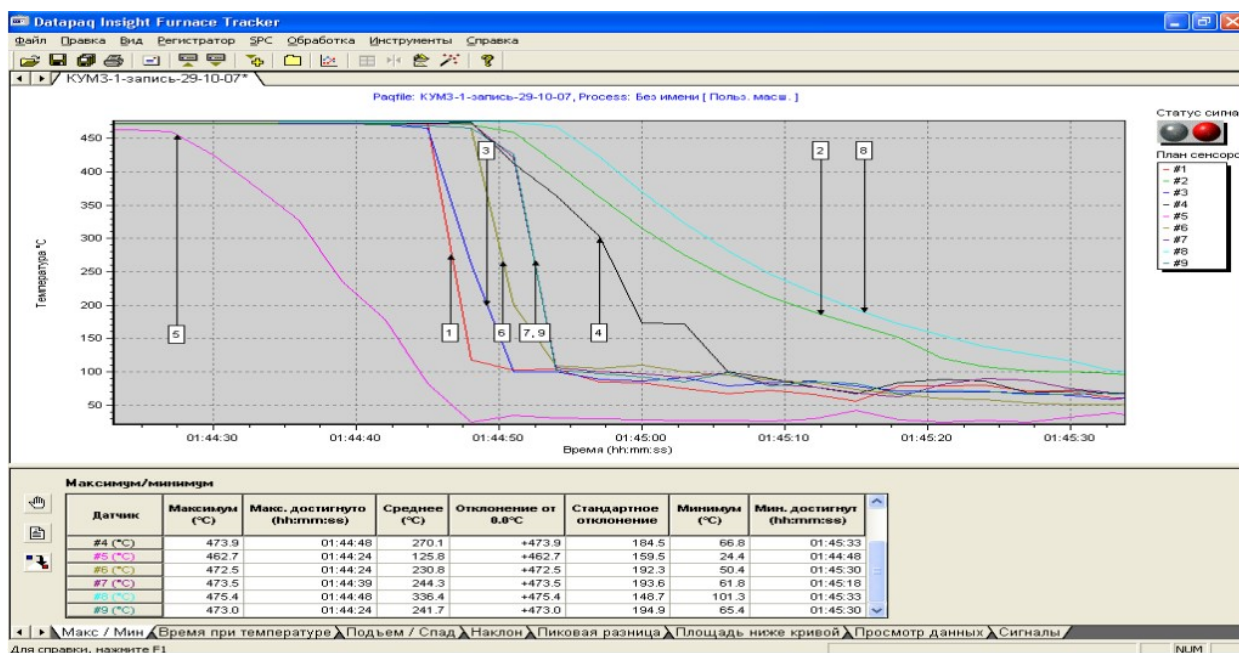


Рисунок 1.11 – Пример термограммы

Авторы работы [55] приводят способ получения температур центра и поверхности заготовки. За основу взята методика, изложенная в работах [56] и [57]. Для обеспечения высокой точности измерений необходимо придерживаться соответствующих способов проверки и калибровки средств измерения [58] а также соответствующих ГОСТов [59] и [60].

Сами термопары могут располагаться на изделии несколькими способами (рисунок 1.12):

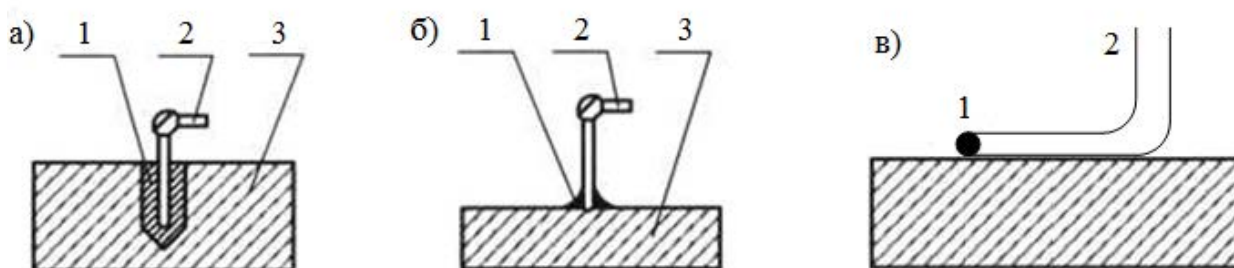


Рисунок 1.12 – Схемы присоединения термопары к заготовке

На рисунке 1.12 изображены примеры схем присоединения датчика температуры к различным нагреваемым телам. В частности: рисунке 1.9. а - пример присоединения ТП к металлической заготовке для измерения температуры в ее

середине, 1 - пробка из материала заготовки, 2 - ТП, 3 - нагреваемое тело; рисунок 1.9. б - пример присоединения ТП к металлической заготовке для измерения температуры ее поверхности, 1 - сварной шов, 2 - ТП, 3 - нагреваемое тело; рисунок 1.9 в – приваренная термопара 1 на поверхности металла, 2 – проводники термопары.

Также термопары могут быть размещены по толщине изделия, для этого высверливают несколько отверстий на разных толщинах и зачеканивают в них термопары. Схематичное изображение приведено на рисунке 1.13.

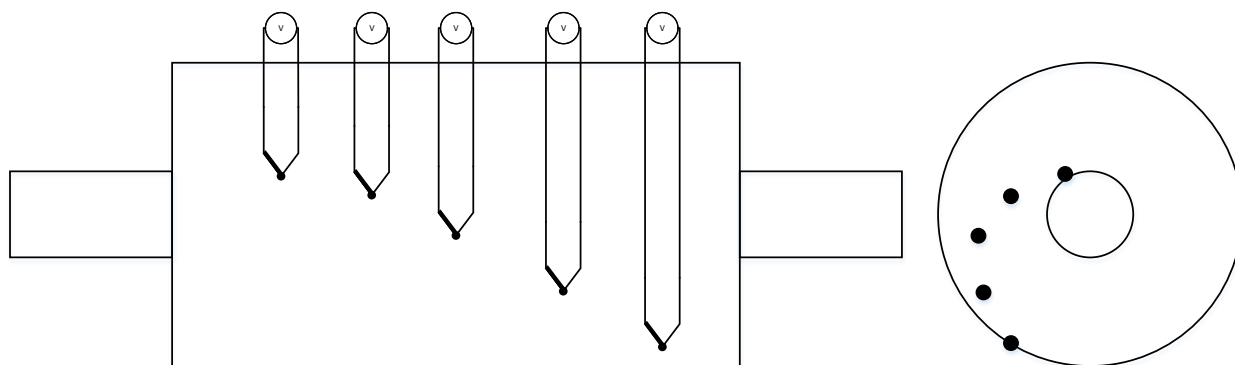


Рисунок 1.13 – Схематичное расположение термопар по толщине изделия

Наиболее широкое распространение в последнее время получили термопары кабельного типа из жаростойкого кабеля КТМС [61]. Диапазон измерения температур у данного типа термопар лежит в пределах от -200 до 1100°C . Концы термоэлектродов с одного конца кабеля свариваются и образуют горячий конец термопары. Второй конец кабеля, присоединяемый к пирометрическому прибору, образует холодный конец. Компенсационные провода или кабели позволяют вывести холодный конец в зону с постоянной температурой, где расположены измерительные приборы [62]. В данном случае используются термопары с открытой оболочкой, так как максимальная температура нагрева ниже максимальной рабочей температуры термопары.

Термопары выпускаются в различном исполнении - различная толщина электродов, наличие оболочки, клемника и т.п. Исполнение влияет на максимальную рабочую температуру термопары, рабочую среду и срок службы термопары. Оболочка термопар может выполняться из спецсплавов или керамики, рисунок 1.14. Термопара, помещенная в оболочку, засыпается кварцевым песком

или другим аналогичным материалом, иногда в термопару закачивают инертный газ [63].

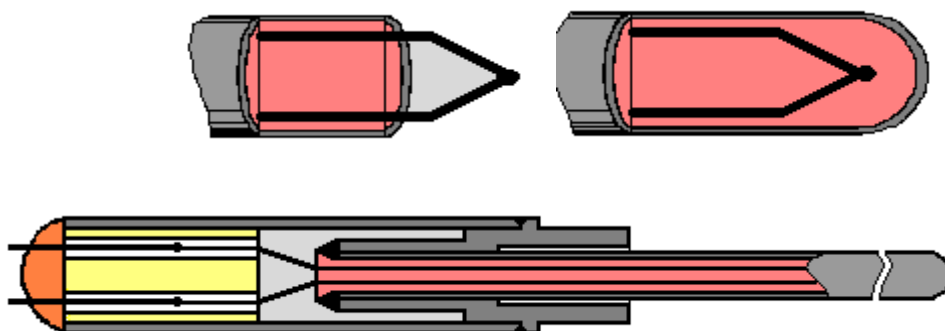


Рисунок 1.14 – Различные исполнения защит термопар

В зависимости от исполнения, термопара характеризуется - инерционностью. Инерционность - это время, за которое температура рабочего спая станет равна температуре среды, с момента помещения в неё термопары. Значение инерционности термопары лежит в пределах от долей до десятков секунд. Наименьшей инерционностью обладает открытая термопара (выполненная в керамической соломке) [64].

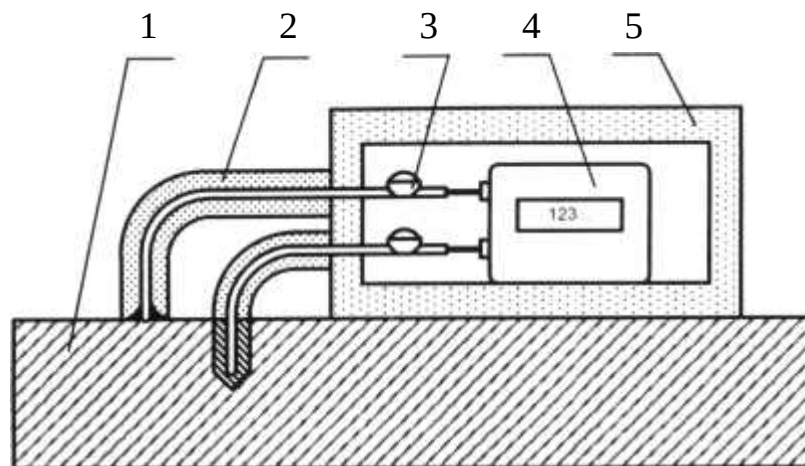


Рисунок 1.15 – Метод непосредственного измерения распределения температуры по сечению заготовки

На рисунке 1.15 обозначены 1 – нагреваемый металл, 2 – теплоизоляционный рукав, 3 – датчик измерения температуры, 4 – прибор измерения температуры нагреваемого тела, 5 – «тепловой барьер».

Ниже, на рисунке 1.16, представлены кривые распределения температур в технологических точках измерения по длине печи при движении исследуемого металла по печи.

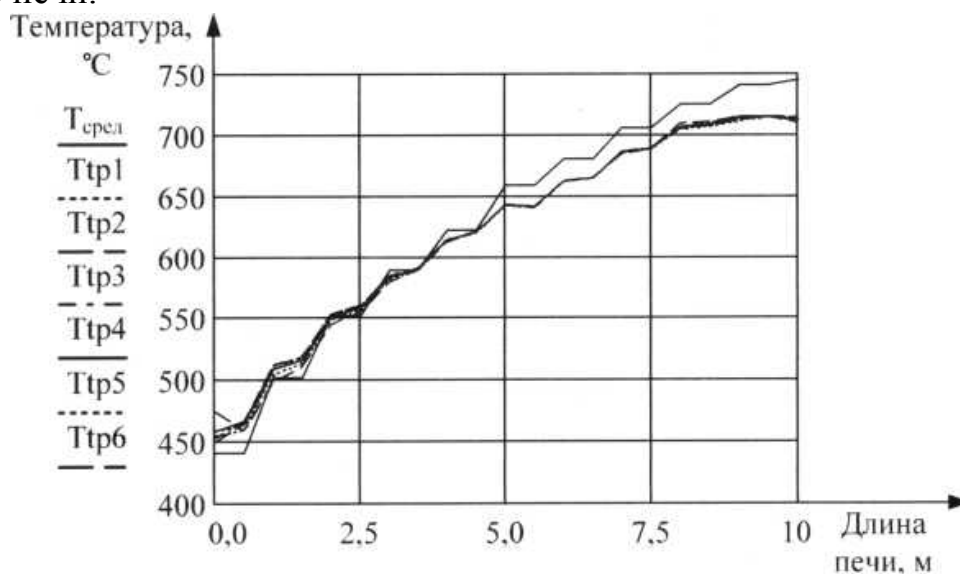


Рисунок 1.16 – Распределение температур T_{tp1} - T_{tp6} по длине теплового агрегата с учетом усредненных температур объемных зон ($T_{\text{сред}}$)

В свою очередь $T_{\text{сред}}$ - средние температуры объемных зон печи, состоящие из температур поверхности заготовки, кладки и газового объема.

Полученные данные сравнивались со значениями температур из работы [65]. Разность между ними не превышала 35 °C. Также в данной работе отмечается, что значения температур, измеренные контактными датчиками, соответствуют усредненным температурам внутреннего пространства печи. Однако это не означает, что полученные значения температур должны быть равны средним значениям температур зон.

Важным является вопрос управления параметрами операции воздушного охлаждения металла в печи. На практике для построения технологической карты в начальные периоды освоения новой печи или нового вида изделий производится прогон экспериментальных заготовок, по толщине которых зачеканены термопары [66], при этом производится подбор параметров дутья, позволяющих достичь необходимый темп охлаждения. Недостатком этого метода является то, что параметры технологической карты, полученные с его помощью, соответствуют эталонной садке и при вариации параметров реальной садки может возникать рассогласование.

Использование горелок фирмы kromshroder вместе с автоматом управления горелкой Kromschroeder BCU 480 позволяет осуществлять охлаждение в печи с помощью воздуха, путем непосредственной его подачи через горелку. Данные горелки позволяют реализовывать импульсные способы как нагрева, так и охлаждения [67]. Изображение автомата и схематичное изображение горелки приведены на рисунке 1.17.

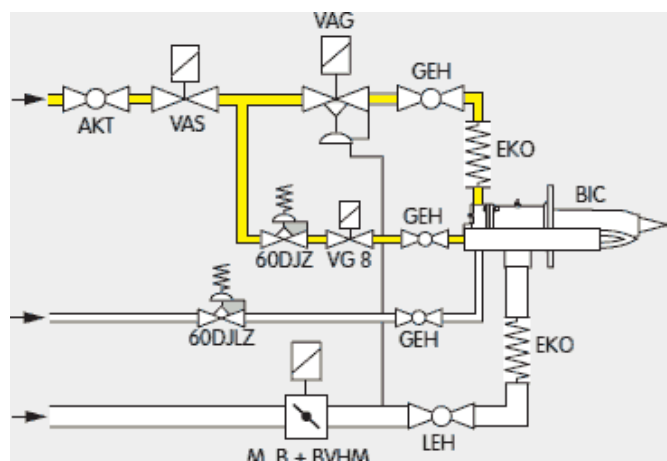
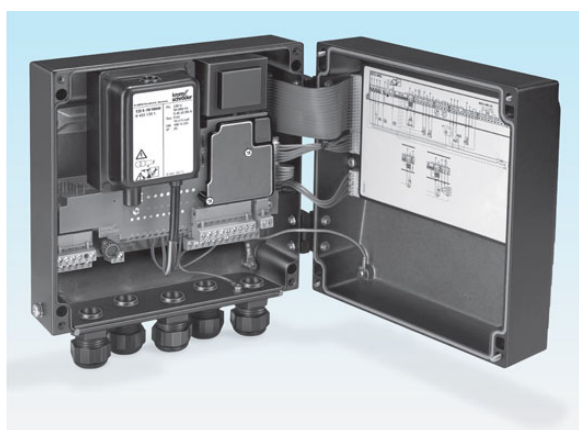


Рисунок 1.17 – Ступенчатое регулирование в системах нагрева/охлаждения с запальной горелкой

В масштабах предприятия целесообразно разрабатывать SCADA системы управления процессами подачи воздуха и контроля его параметров. Пример схемы приведен на рисунке 1.18 [68].

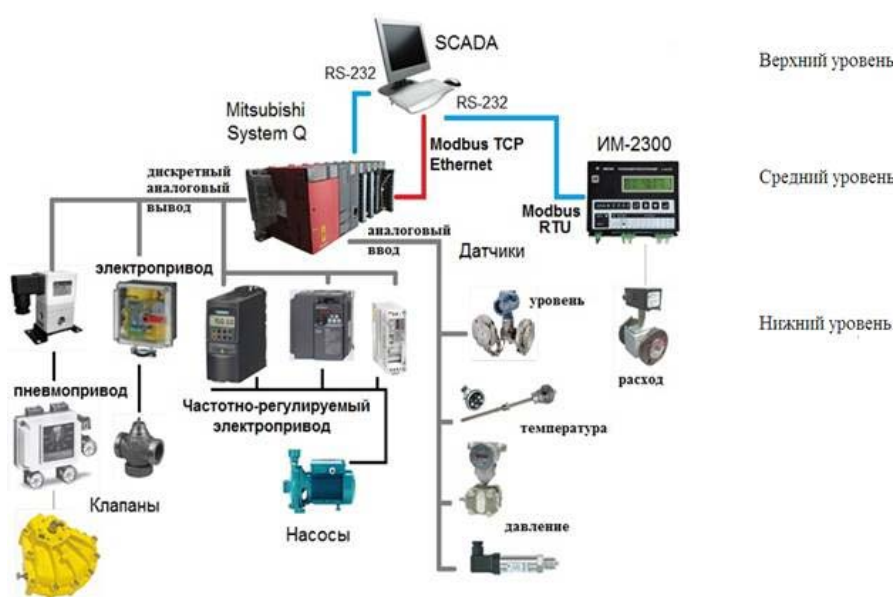


Рисунок 1.18 – SCADA система управления технологическим процессом

Для получения системы, способной адаптироваться к текущим технологическим параметрам, необходимо отрабатывать функцию учета

количества отведенного тепла от заготовок и регулирования количества воздуха на основании данной информации для поддержания требуемой скорости охлаждения.

1.5 Расчеты воздушного охлаждения металла в печах

Известен ряд работ [69-71], посвященных различным аспектам изучения и расчетам процесса воздушного охлаждения в печи. В работе [69] авторы приводят краткий расчет теплообмена в рабочем пространстве печи в период охлаждения. В качестве охлаждающей среды используется холодный воздух, подсасываемый через люки в боковых стенах. Недостатками предложенного расчета является отсутствие учета картины натекания воздуха на изделия, а также отсутствие учета взаимодействия свежего воздуха с газовым объемом печи. Коэффициент конвективной теплоотдачи предлагается выбирать из разумного диапазона: 10-30 Вт/(м²·К), что влечет за собой возникновение дополнительных погрешностей.

Наряду с этим существуют и другие способы расчета, как например в работе [71] приводится таблица для расчета теплообмена в рабочем пространстве печи в период воздушного охлаждения, в которых охлаждающая среда, воздух, подсасывается через люки в боковых стенах. В связи с этим остаются не понятным ряд положений: количество подсасываемого воздуха, скорость натекания воздуха на изделия, в связи с этим остается открытым вопрос на основании чего был рассчитан средний коэффициент теплоотдачи от изделий к холодному воздуху. Таблица приведена на рисунке 1.19.

В работе [70] представлена математическая модель расчета процессов нагрева и охлаждения изделий в печи. Безусловно данная матмодель представляет научный и практический интерес, но при детальном изучении, можно отметить слабые стороны данной модели, а именно – необходимость проведения итераций для определения требуемого количества воздуха на охлаждение. В случае некорректного выполнения этой, не совсем удобной с алгоритмической точки зрения процедуры, возможно получение неправильных расчетных значений при условии задания некоторых желаемых перепадов температур по сечению изделия

в конце операции. Вместе с тем в этой работе предложена методика расчета, использующая основные приемы метода тепловой диаграммы.

п.п	Наименование, единица измерения	Обозначение	Расчетные участки			Примечания, расчетные формулы
			I	II	III	
1	Температура металла в печи, °С:					Рис. 11.2
	начальная	$t_{\text{м}}^{\text{нач}}$		750		
	конечная	$t_{\text{м}}^{\text{кон}}$		150		
2	Начальная температура кладки, °С	$t_{\text{кл}}$		700		Принимаем $t_{\text{кл}} = t_{\text{м}}^{\text{нач}} - 50$
3	Способ охлаждения	—	Холодным воздухом, подсымаваемым через люки в боковых стенах			—
4	Температура металла по участкам, °С:					Принимаем
	начальная	$t_{\text{м}}^{\text{нач}}$	750	550	300	
	конечная	$t_{\text{м}}^{\text{кон}}$	550	300	150	
	средняя	$\bar{t}_{\text{м}}$	650	425	225	
5	Средняя температура кладки, °С	$\bar{t}_{\text{кл}}$	600	375	175	$\bar{t}_{\text{кл}} = \bar{t}_{\text{м}} - 50$
6	Приведенный коэффициент излучения металла на кладку, Вт/(м²·К⁴)	$C_{\text{пр}}$		3,48		Принимаем одинаковым для всех участков
7	Коэффициент теплоотдачи излучением от металла к кладке, Вт/(м²·К):					(13.48)
	в начале участка	$\alpha_{\text{вкл}}^{\text{нач}}$	138,5	71	23,3	
	в конце	$\alpha_{\text{вкл}}^{\text{кон}}$	71	23,3	8,7	
	средний	$\bar{\alpha}_{\text{вкл}}$	105	47,6	16,0	
8	Скорость потока воздуха, обдувающего слябы, м/с	$w_{\text{в}}$		4—6		Принимаем
9	Определяющий размер сляба (в направлении движения потока), м	$d_{\text{з}}$		1,1		$d_{\text{з}} = b$
10	Коэффициент теплоотдачи конвекцией от продольно обдуваемой пластины к воздуху, Вт/(м²·К)	$\alpha'_{\text{конв}}$		12,8		Рис. 13.11

Рисунок 1.19 – Расчет теплообмена в рабочем пространстве печи в период охлаждения

Ее важной особенностью является то, что расчет начинается с задания величины остаточного перепада температуры по толщине изделия в конце операции. Однако не отработан вопрос выбора значений коэффициента конвективной теплоотдачи от изделий к охлаждающему воздуху.

В основе расчета любых процессов тепловой обработки материалов лежит необходимость определения текущей плотности теплового потока в произвольный момент времени [72]. Безусловно в печи имеет место сложный теплообмен – конвективный между охлаждающим воздухом и металлом, воздухом и футеровкой;

лучистый теплообмен металла и внутренней поверхностью футеровки [73]. Текущее значение плотности теплового потока, отводимого от металла конвекцией, определяется по закону Ньютона-Рихмана:

$$q = \alpha \cdot (t_{\text{пов}} - t_{\text{ср}}),$$

где α – среднее по поверхности обдуваемых изделий значений коэффициента теплоотдачи к охлаждающему воздуху, Вт/(м²·К);

$t_{\text{пов}}$ – среднее текущее значение температуры поверхности обдуваемых изделий, °С;

$t_{\text{ср}}$ – значение температуры воздушного потока, натекающего на поверхность обдуваемых изделий, °С.

Таким образом, для расчета процессов воздушного охлаждения необходимо знать изменение коэффициента теплоотдачи и действующей температуры охлаждающего воздуха по ходу процесса.

В настоящее время нет общепринятого мнения по поводу способа определения названных величин. В работе [70] систематизированы все возможные варианты того, какие значения могут быть сопоставлены величине $t_{\text{ср}}$:

- температура ввода среды в агрегат $t_{\text{св.в.}}$;
- температура удаления среды из агрегата $t_{\text{ух.в.}}$;
- средняя температура нахождения среды в агрегате;
- величина из диапазона $t_{\text{ух.в.}} - t_{\text{св.в.}}$, определяемая на основании теории турбулентных струй как результат взаимодействия струй свежего воздуха с воздухом, заполняющим объем печи.

Таким образом, несмотря на некоторые успехи в области создания подходов к расчету операции воздушного охлаждения металла в печи и определения значений теплофизических характеристик процесса, в настоящее время остро стоит вопрос совершенствования расчетных методик, с помощью которых с инженерной точностью можно определять параметры подвода воздуха для достижения заданной скорости охлаждения.

На сегодняшний день отсутствует общепринятая инженерная методика теплотехнического расчета процесса воздушного охлаждения в цикле ТО. Вместе

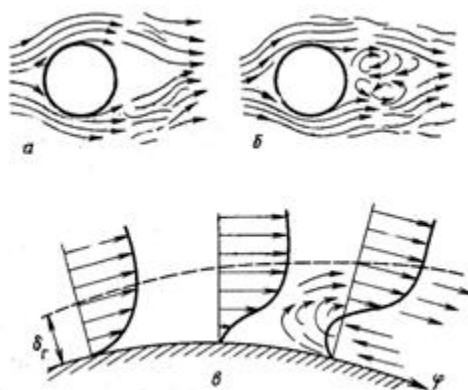
с тем, дискуссионным остается вопрос определения значений коэффициента конвективной теплоотдачи от изделий к воздуху.

1.6 Исследование конвективного теплообмена. Гидродинамическое течение среды. Пограничный слой.

Для того, чтобы управлять процессом охлаждения, необходимо исследовать механизм теплообмена между изделием и воздухом. Теплообмен при воздействии конвективного и молекулярного переносов теплоты называется конвективным теплообменом. Главной задачей теории конвективного теплообмена является изучение коэффициента теплоотдачи и получение соответствующих расчетных зависимостей. Различают местный и средний коэффициент теплоотдачи [74].

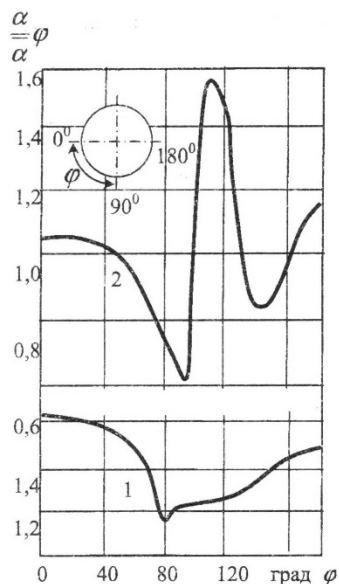
При поперечном обтекании цилиндрического тела на лобовой части его поверхности образуется ламинарный пограничный слой, толщина которого постепенно увеличивается (рисунок 1.20) [75]. При обтекании лобовой части трубы сечение потока уменьшается, скорость жидкости увеличивается, а давление по поверхности падает. В кормовой части трубы давление увеличивается, так как скорость уменьшается; скорость жидкости в пограничном слое также снижается, а начиная с некоторого сечения частицы движутся в обратном направлении, образуя вихри, которые периодически отрываются с поверхности трубы и уносятся потоком. При этом соответственно изменяется значение локального коэффициента теплоотдачи по поверхности (окружности) трубы (рисунок 1.21) [76].

Максимальное значение α лобовой образующей трубы, где толщина пограничного слоя δ мала. Затем коэффициент теплоотдачи снижается за счет увеличения δ . Такой режим наблюдается при Re до 2-105. При дальнейшем увеличении числа Рейнольдса (при $Re > 2-105$) ламинарный пограничный слой переходит в турбулентный, и точки отрыва перемещаются в кормовую сторону трубы [77].



а — при ламинарном пограничном слое; б — при турбулентном пограничном слое; в — распределение скорости у поверхности трубы

Рисунок 1.20 – Схема поперечного обтекания трубы теплоносителем



1- $Re=70800$; 2 - $Re=219000$; $\bar{\alpha}$ – средний по окружности коэффициент теплоотдачи

Рисунок 1.21 – Изменение местного коэффициента теплоотдачи α_ϕ по окружности цилиндра, омываемого поперечным потоком газа

Локальный коэффициент теплоотдачи при этом может иметь два минимальных значения (рисунок 1.21): одно – в точке перехода ламинарного пограничного слоя в турбулентный, другое – в точке отрыва от поверхности трубы турбулентного пограничного слоя [78].

Вязкая среда характеризуется свойством прилипания к твердой поверхности. Вследствие этого на поверхности тела, движущегося в вязкой среде, образуется пограничный слой, в котором компонента скорости, со направленная вдоль касательной к элементу поверхности, изменяется от нуля до скорости свободного течения на внешней границе пограничного слоя. Пограничный слой схематически изображен на рисунок 1.22. В настоящее время исследования пограничного слоя

базируются на результатах основополагающих работ Прандтля и Теодора фон Кармана (1881-1963) [79].



Рисунок 1.22 – Пограничный слой на плоской пластине

Данный слой изображен горизонтальной линией. Вблизи передней кромки пластины течение ламинарное (слоистое). За точкой перехода течение турбулизуется. Одна из важных проблем аэродинамики - определение положения точки перехода, которое зависит от характеристик шероховатости поверхности, толщины и формы тела, а также от турбулентности внешнего течения и ряда других факторов [80].

Таким образом, для того, чтобы интенсифицировать процесс взаимодействия охлаждающего воздуха с металлом необходимо уменьшить толщину пограничного слоя. Достичь этого можно путем подачи охлаждающего воздуха в импульсном режиме [81].

Для определения значения коэффициента теплоотдачи необходимо использовать критериальные уравнения, соответствующие схеме натекания воздуха на поверхность изделий. В настоящее время в полной мере апробированными можно считать только критериальные уравнения, соответствующие простейшим схемам натекания рисунок 1.21 (для среднего значения коэффициента теплоотдачи по поверхности) [82], некоторые из этих уравнений приведены ниже:

- продольное обтекание внешней поверхности цилиндра при $Re < 5 \cdot 10^5$:

$$Nu = 0,664 \cdot Re^{0,5} \cdot Pr^{0,33} \left(\frac{Pr_{ж}}{Pr_{ст}} \right)^{0,25}, \text{ при } T_{cp} - \text{const};$$

- поперечное обтекание одиночной цилиндра при $10^3 \leq Re < 2 \cdot 10^5$:

$$Nu = 0,28 \cdot Re^{0,6} \cdot Pr^{0,33} \left(\frac{Pr_{ж}}{Pr_{ст}} \right)^{0,25}.$$

На практике имеют место намного более сложные схемы взаимодействия и при проведении расчетов необходимо либо с некоторой условностью принимать известные критериальные уравнения, наиболее близко подходящие к конкретной ситуации, либо проводить эксперименты по получению новых критериальных уравнений.

1.7 Интенсификация конвективного теплообмена

На практике существует вопрос интенсификации конвективного теплообмена при воздушном охлаждении заготовок. Данный вопрос особенно актуален при операциях термической обработки, где доля времени охлаждения в общей длительности операции может быть одной из самых продолжительных, порядка 20-40% от длительности полного цикла ТО [83].

Известна работа [84] в которой авторы исследовали способ интенсификации конвективного теплообмена при поперечном обтекании изделия с пульсирующим расходом теплоносителя, создаваемым с помощью вращающейся заслонки. Данный эксперимент показал усиление конвективной составляющей теплообмена на величину 20-30%.

Как известно, для интенсификации конвективной теплоотдачи от твердых поверхностей к газам необходимо уменьшить толщину теплового пограничного слоя [83]. Одним из простейших вариантов решения этого вопроса является увеличения скорости движения воздуха. Однако при этом возрастают потери давления, расход энергии на привод нагнетателей, т.е. такой метод имеет существенные ограничения.

Несмотря на широкое применение операции воздушного охлаждения металла в печи, комплекс вопросов, связанных с этой технологией, достаточно слабо рассмотрен в научно-технической литературе [85].

Известно устройство для охлаждения металла в одностопной колпаковой печи, которое, по мнению авторов, позволит ускорить охлаждение металла в печи. Идеей устройства является подача охлаждающего воздуха, который набегает на поверхность муфеля под углом 8-25 градусов [86] и [87].

В работе [88] отмечена актуальность проблемы интенсификации охлаждения металла в колпаковых печах в связи с большой длительностью данного этапа (нагрев с выдержкой длится 30-50 ч, а охлаждение - 60-90 ч). Техническим результатом является ускорение процесса охлаждения садки металла и уменьшение расхода воды. Предлагается более эффективный способ охлаждения металла в колпаковой печи, заключающийся в поливке муфеля водой сверху из коллектора специального охлаждающего колпака, устанавливаемого на стенд после снятия нагревательного колпака, отличающийся тем, что охлаждающая вода подается не непрерывно, а импульсно - с отношением в цикле длительности периода подачи воды к длительности периода отключения подачи воды от 0,1 до 100,0, причем данное отношение может изменяться по ходу охлаждения садки.

Вопрос интенсификации большинства процессов воздушного охлаждения актуален сегодня, поскольку в большем количестве операций термообработки этот участок один из самых длительных.

Выводы по разделу 1

Технология воздушного охлаждения стальных изделий в печи активно применяется на металлургических и машиностроительных предприятиях для ряда видов термической обработки (ТО) изделий и является незаменимой при реализации комплексной ТО.

Долгое время печи термообработки были футерованы плотными огнеупорами, что делало невозможным проводить воздушное охлаждение в камере печи. Подину выкатывали в цех для охлаждения, которое осуществлялось без контроля скорости. Современные керамоволокнистые материалы позволяют проводить охлаждение внутри печи. В настоящее время такой подход является

стандартным и используется около двух десятков лет. Однако многие аспекты его реализации остаются не до конца исследованными по настоящее время.

В настоящее время отсутствует общепринятая инженерная методика теплотехнического расчета процесса воздушного охлаждения металла в печи в цикле ТО для рационального выбора оборудования. В связи с этим существуют сложности при проектировании печей и выборе основного оборудования для реализации операции охлаждения. В значительной мере отсутствие методик связано с тем, что отсутствуют критериальные уравнения, описывающие теплообмен в реальных условиях для различных форм тел и вариантов подачи теплоносителя. По этой причине дискуссионным остается вопрос выбора значений коэффициента конвективной теплоотдачи от изделий к воздуху, которые принимаются достаточно условно, что влечет за собой снижение точности расчетов операций.

Актуальна проблема интенсификации операций воздушного охлаждения заготовок в печах. Основными вариантами ее решения в настоящее время являются повышение скорости дутья, совершенствование схемы натекания, пульсирующий расход дутья. Однако теплофизические параметры процесса охлаждения металла в печах исследованы недостаточно глубоко.

Ныне существующие методы оценки теплового состояния металла в печи термической обработки являются контактными, безусловно являющиеся самым надежным способом оценки, однако полученные результаты соответствуют только эталонной садке печи.

Важным элементом эволюции компонентов систем АСУ ТП, отвечающих за управления процессом охлаждения, является отработка функции учета моментальных значений снимаемого количества теплоты.

РАЗДЕЛ 2

ОСНОВЫ СОЗДАНИЯ МАТЕМАТИЧЕСКОЙ И ФИЗИЧЕСКОЙ МОДЕЛЕЙ
ДЛЯ ИЗУЧЕНИЯ ТЕПЛОФИЗИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ ВОЗДУШНОГО
ОХЛАЖДЕНИЯ МЕТАЛЛА В ПЕЧАХ

2.1 Математическое моделирование процесса воздушного охлаждения

В первом разделе обоснована необходимость создания математической модели для исследования технологии воздушного охлаждения металла в печи. В связи с тем, что матмодель в перспективе должна быть внедрена в систему АСУ ТП цеха термической обработки, к ней предъявляются следующие требования: безусловная устойчивость; высокая скорость вычислений, значительно опережающая темп реального времени.

2.1.1 Математическая формулировка задачи

Как известно, математические модели можно разделить в зависимости от их построения на две группы:

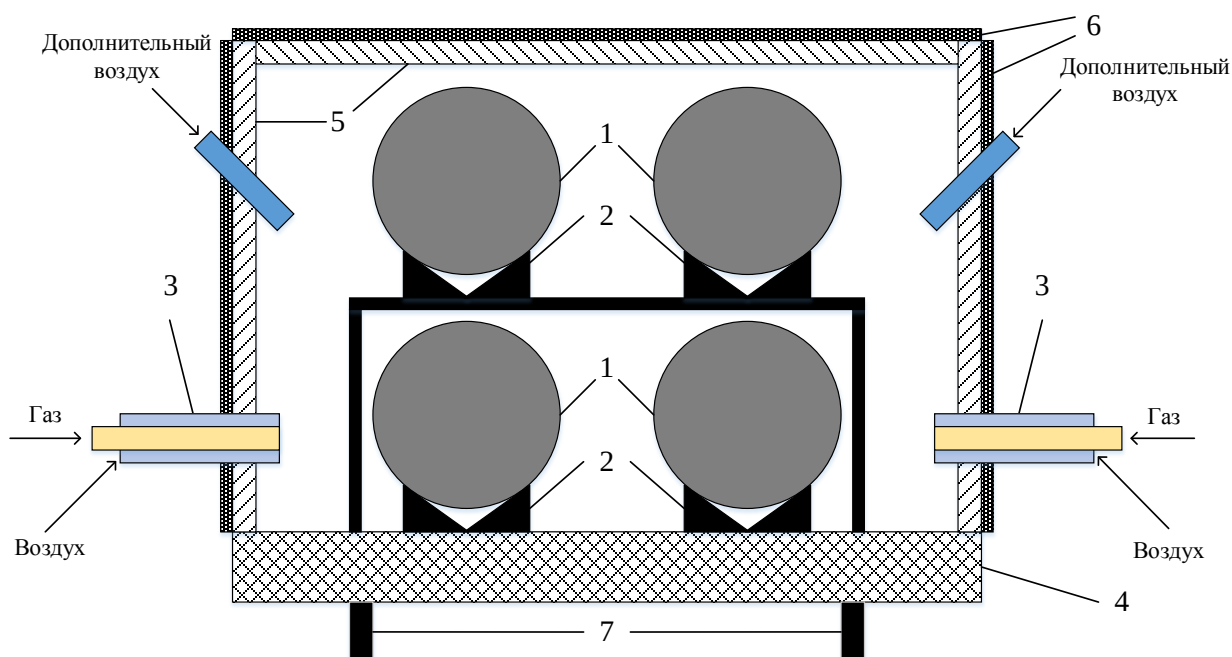
- 1) разработка модели на базе физических законов протекания процессов, в частности законов тепломассопереноса (детерминированная матмодель);
- 2) разработка модели на базе экспериментально-статистических методов (эмпирическая матмодель) [89].

Второй способ построения матмодели является недостаточно универсальным, так как разработанная модель будет соответствовать строго определенным условиям, оборудованию и ее применение будет корректным только для этих условий. Вместе с тем такой метод моделирования представляет собой достаточно трудоемкий процесс, который требует обязательного наличия труднодоступной информации о процессе.

При рассмотрении задач тепловой обработки материалов в печах наиболее широко используется метод математического моделирования теплофизических процессов по первому способу, т.е. создается детерминированная математическая

модель [90], которая базируется на решении дифференциального уравнения нестационарной теплопроводности [91]. Учет особенностей моделируемого объекта производится путем задания условий однозначности. Во многом такая матмодель является универсальной и ее достаточно легко применять для подобного рода процессов, корректируя условия однозначности.

В данной работе рассматривается участок воздушного охлаждения процесса термической обработки стальных цилиндрических заготовок. Исследуемые заготовки загружаются в камерную печь термической обработки с выкатным подом с формой внутренней камеры в виде прямоугольного параллелепипеда. Целью термической обработки являются: улучшение свойств изделий, снятие напряжений и подготовка структуры к дальнейшему виду обработки. В печь обычно загружают несколько заготовок сразу, располагая их по специальной схеме на подставках. Схематичное изображение расположения заготовок и футеровки в печи термообработки представлены на рисунке 2.1.



1 – обрабатываемые заготовки; 2 – опоры заготовок; 3 – газогорелочные устройства; 4 – подина из шамотного кирпича; 5 – керамоволокно стен и свода; 6 – металлоконструкции стен и свода; 7 – ролики для выкатывания подины

Рисунок 2.1 – Схематическое изображение размещения заготовок в печи

На боковых стенах печи расположены горелки 3 для нагрева изделий 1, которые также используются для подачи холодного воздуха в период воздушного

охлаждения. Горелки расположены таким образом, чтобы при воздушном обдуве пятно обдува покрывало максимальную площадь обрабатываемых изделий, а также чтобы создаваемые ими струи воздуха пересекались, максимально покрывая воздухом ближайшую сторону изделия. После процесса нагрева и выдержки подача газа прекращается и через горелки подается холодный воздух в нужном количестве. В случае, когда необходимо подавать дополнительное количество воздуха – это осуществляют через сопла, расположенные в стенах над горелками. Футеровка печи выполнена в стандартной компоновке: подина 4 изготовлена из плотного штучного огнеупора – шамотного кирпича либо огнеупорного бетона, стены и свод 5 изготовлены из керамоволокна – низкоинерционного материала, закрепленного на каркасе печи.

Заготовки 1 в начале термической обработки нагреваются до заданных температур при помощи горелочных устройств, затем наступает этап выдержки для выравнивания температуры по сечению и после проводят операцию воздушного охлаждения до заданных температур путем подачи холодного воздуха через горелочные устройства или специальные сопла 3.

Принято, что в результате предыдущей выдержки происходит полное усреднение температуры и для любого узла по сечению металла и начальная для операции охлаждения температура равна заданной температуре нагрева.

При воздушном охлаждении металла имеют место все три известных вида теплообмена: теплопроводность – в местах контакта заготовок с подкладками, конвекция – при омывании поверхности заготовок и футеровки охлаждающим воздухом, лучистый теплообмен – между поверхностями металла и футеровки. Таким образом при составлении математической модели процесса охлаждения необходимо также учитывать теплофизические характеристики материалов футеровки и ее геометрические параметры. Важным также является определение доли каждого вида теплообмена в общей структуре отводимого тепла от металла для того, чтобы иметь возможность в дальнейшем более эффективно влиять на интенсификацию процесса охлаждения.

Следует отметить, что первый тип теплообмена занимает наименьшую долю в связи с малой поверхностью контакта обрабатываемых заготовок с подкладками, поэтому принято не учитывать передачу тепла теплопроводностью при воздушном охлаждении металла. Сами подкладки можно рассматривать как заготовки с эквивалентным диаметром.

Математическое моделирование рассматриваемого процесса воздушного охлаждения возможно только при адекватном описании теплообмена между охлаждаемыми заготовками, воздухом и футеровкой.

В основе математической модели процесса охлаждения стальных изделий лежит использование дифференциального уравнения нестационарной теплопроводности, которое представляет собой математическую зависимость, связывающую между собой все физические параметры, характеризующие явление теплопроводности внутри объема [74].

В общем виде дифференциальное уравнение нестационарной теплопроводности записывается как:

$$\rho \cdot c \cdot \frac{\partial t}{\partial \tau} = \text{div}(\lambda \cdot \text{grad } t),$$

где ρ – плотность материала, кг/м^3 ; c – теплоемкость материала, $\text{Дж}/(\text{кг} \cdot \text{К})$; $\frac{\partial t}{\partial \tau}$ – характеризует локальное изменение температуры за бесконечно малое время $^{\circ}\text{C}/\text{с}$ (приращение температуры); λ – коэффициент теплопроводности материала, $\text{Вт}/(\text{м} \cdot \text{К})$; t – температура, $^{\circ}\text{C}$.

Поскольку обрабатываемые тела зачастую представляют собой цилиндрические заготовки, то предложено использование записи дифференциального уравнения нестационарной теплопроводности в цилиндрической системе координат. В трехмерной постановке оно записывается как:

$$\rho \cdot c \cdot \frac{\partial t}{\partial \tau} = \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \cdot \frac{\partial t}{\partial z} \right) + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial}{\partial r} \cdot \left(\lambda \cdot r \cdot \frac{\partial t}{\partial r} \right) + \frac{1}{r^2} \cdot \frac{\partial}{\partial \varphi} \cdot \left(\lambda \cdot \frac{\partial t}{\partial \varphi} \right), \quad (2.1)$$

где r – координата, отсчитываемая вдоль радиус-вектора, м; φ – полярный угол, полюс для отсчета которого находится для каждого поперечного сечения в точке его пересечения с продольной осью цилиндра, рад; z – продольная координата, отсчитываемая вдоль высоты, проведенной через центр основания цилиндра, м; λ , c , ρ – теплофизические характеристики материала: коэффициент теплопроводности, Вт/(м·К); теплоемкость, Дж/(кг·К) и плотность, кг/м³ соответственно.

Дифференциальные уравнения Фурье, Пуассона и Лапласа могут быть двумерными, когда температура зависит от двух любых координат, и одномерными, когда температура зависит только от одной координаты пространства.

Для цилиндра конечных размеров дифференциальные уравнения теплопроводности в двумерной и одномерной системе координат будут выглядеть следующим образом:

$$\rho \cdot c \cdot \frac{\partial t}{\partial \tau} = \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial}{\partial r} \cdot \left(\lambda \cdot r \cdot \frac{\partial t}{\partial r} \right) + \frac{1}{r^2} \cdot \frac{\partial}{\partial \varphi} \cdot \left(\lambda \cdot \frac{\partial t}{\partial \varphi} \right); \quad (2.2)$$

$$\rho \cdot c \cdot \frac{\partial t}{\partial \tau} = \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial}{\partial r} \cdot \left(\lambda \cdot r \cdot \frac{\partial t}{\partial r} \right). \quad (2.3)$$

Уравнение 2.1 описывает множество вариантов протекания процесса теплопроводности. Для поиска единственного правильного решения для конкретных условий необходимо задать условия однозначности.

Для футеровки необходимо использовать те же уравнения, но представленные в декартовой системе координат. Так, например, ниже представлены дифференциальные уравнения нестационарной теплопроводности в трехмерной (2.4), двумерной (2.5) и одномерной (2.6) постановках:

$$\frac{\partial t}{\partial \tau} = \frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \left(\frac{\partial^2 t}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 t}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 t}{\partial z^2} \right); \quad (2.4)$$

$$\frac{\partial t}{\partial \tau} = \frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \left(\frac{\partial^2 t}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 t}{\partial y^2} \right); \quad (2.5)$$

$$\frac{\partial t}{\partial \tau} = \frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \left(\frac{\partial^2 t}{\partial x^2} \right). \quad (2.6)$$

2.1.2 Задание условий однозначности

Для создания математической модели необходимо задать условия однозначности, которые включают в себя следующие составляющие:

- геометрические условия, которые учитывают форму и размер тела, для которого осуществляется решение внутренней задачи;
- начальные условия, задающие распределение известных физических величин в начальный момент времени;
- граничные условия, характеризующие процессы теплообмена между поверхностью тела и окружающей средой;
- зависимость теплофизических характеристик материала от температуры.

2.1.2.1 Геометрические условия

Геометрические условия позволяют определить ту область пространства, для которой будет найдено решение дифференциальных уравнений. На рисунке 2.2 показана схема задания граничных условий для цилиндра в трехмерном (а), двумерном (б) и одномерном (в) виде.

Как было сказано ранее, возможны три вида постановки задачи.

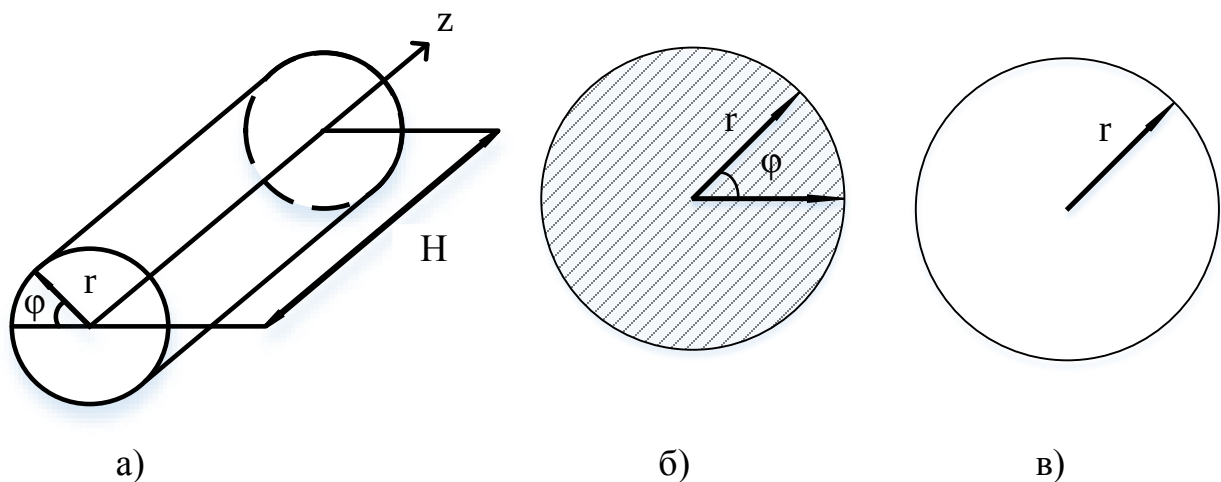


Рисунок 2.2 – Схематичное изображение различных вариантов представления геометрических условий для решения задачи

Трехмерная постановка задачи используется в тех случаях, когда имеет место значительная неравномерность распределения температур по сечению и длине исследуемого тела. В данном случае использование двух или одномерной задачи приведет к появлению существенных погрешностей.

В случае, если неравномерность распределения теплового потока значительна только по периметру рассматриваемого сечения изделия, а по длине имеет место равномерное распределение, то дифференциальное уравнение нестационарной теплопроводности для круглого поперечного сечения необходимо записывать в двухмерной постановке. На рисунке 2.2 б заштрихованная область представляет расчетное поперечное сечение, для которого осуществляется решение задачи в двумерной постановке.

Если есть возможность не учитывать отличие условий теплообмена по периметру, задача решается в одномерной постановке (2.3) для граничных условий (рисунок 2.2в), где в качестве рассматриваемой области решения выбран произвольный радиус-вектор.

Размерность задачи влияет на точность результатов и сложность решающего алгоритма. Наиболее точные, но и сложные – трехмерные постановки задач. Для достижения заявленных характеристик модели, а именно – быстродействие и безусловная устойчивость, целесообразным является понижение размерности модели, однако это возможно в том случае, если будет обосновано, что данный шаг не приводит к появлению недопустимо больших погрешностей.

Для решения вопроса о переходе от трехмерной модели к одномерной целесообразно использовать критерий Био по формуле:

$$Bi = \frac{\alpha \cdot r_3}{\lambda_3}, \quad (2.7)$$

где α – коэффициент итоговой теплоотдачи от металла к охлаждающему воздуху, Вт/(м²·К), взято его среднее значение на основании литературных данных при воздушном охлаждении металла; r_3 – радиус заготовки, м; λ_3 – коэффициент теплопроводности заготовки, Вт/(м·К).

Определяя диапазон чисел Био по формуле 2.7 для заготовок, проходящих термическую обработку и имеющих средние геометрические параметры на уровне: длина 6 метров; диаметр 1 метр, можно сделать вывод о том, что диапазон чисел для большинства обрабатываемых цилиндрических заготовок в печи находится в пределах 0,2-0,4. В металлургической теплотехнике для такого диапазона значений критерия Био допустимо рассмотрение тела как термически тонкого, так и массивного на усмотрение исследователя. В любом случае, такое значение критерия Био говорит о том, что внешние термические сопротивления значительно превосходят внутренние термические сопротивления и поэтому тепловыми потоками в продольном и тангенциальном направлениях, которые могли бы формироваться в результате неравномерной теплоотдачи по периметру заготовки, можно пренебречь. То есть имеют место следующие положения:

$$\frac{\partial^2 t}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial t}{\partial r} \gg \frac{1}{r^2} \cdot \frac{\partial^2 t}{\partial \varphi^2} \text{ и } \frac{\partial^2 t}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial t}{\partial r} \gg \frac{\partial^2 t}{\partial z^2}.$$

Согласно данным оценкам сопротивление отдаче тепла от наружной поверхности заготовок при их воздушном охлаждении значительно превосходит внутренние термические сопротивления и это позволяет использовать одномерную постановку задачи в математической модели.

Дополнительным аргументом в пользу использования одномерной задачи выступает малая площадь торцевых поверхностей исследуемых заготовок. Исходя из их геометрических размеров площадь торцевых поверхностей $F_{\text{тор}}$ по отношению к боковой площади заготовки $F_{\text{бок}}$ занимает около 8%, а для заготовок меньшего диаметра данное значение менее 5%:

$$\frac{F_{\text{тор}}}{F_{\text{бок}}} = \frac{\pi \cdot r^2 \cdot 2}{2 \cdot \pi \cdot r \cdot l} \cdot 100 = \frac{3,14 \cdot 0,5^2 \cdot 2}{2 \cdot 3,14 \cdot 0,5 \cdot 6} \cdot 100 = 8,3\%.$$

Кроме того, дополнительным аргументом в пользу исключения продольного направления из рассмотрения приводится существенно меньшее фактическое значение коэффициента конвективной теплоотдачи на боковых поверхностях, т.к. они подвергаются продольному обтеканию воздуха.

Таким образом, в нашем случае рациональным, будет переход от трехмерной постановки к одномерной, в которой рассматривается произвольный радиус в поперечном сечении.

Допустимость такого упрощения математической модели процесса воздушного охлаждения металла хорошо согласуется с обширным опытом моделирования формирования непрерывнолитой заготовки в машине непрерывного литья заготовок (МНЛЗ). В зоне вторичного охлаждения (ЗВО) в МНЛЗ слиток подвергается орошению водой из форсунок, причем зачастую поверхность слитка орошается не полностью и имеет место значительная локальная неравномерность теплоотвода по поверхности (рисунок 2.3), однако многочисленными исследованиями [70] доказано, что не смотря на это допускается задавать усредненное значение коэффициентов теплоотдачи по всей поверхности заготовки в пределах каждого сектора ЗВО, а также пренебрегать продольным тепловым потоком [92].

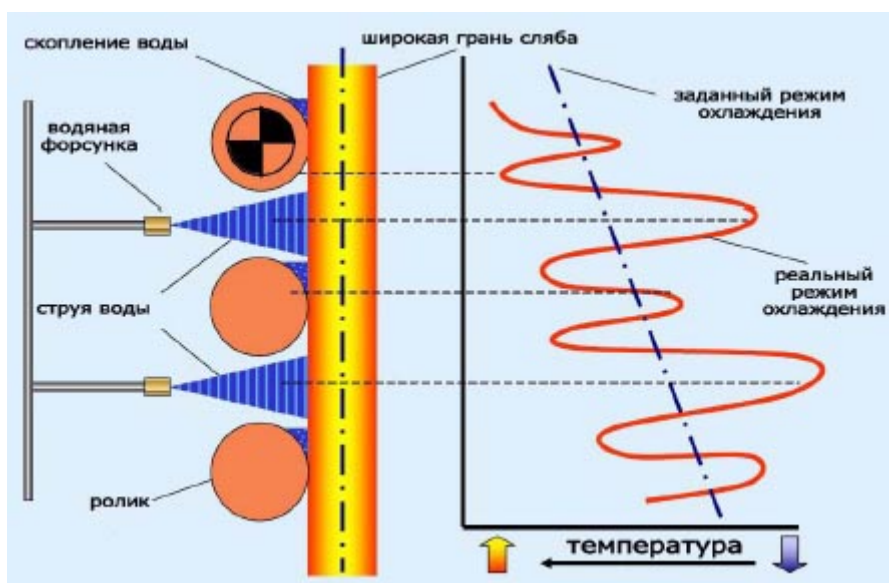


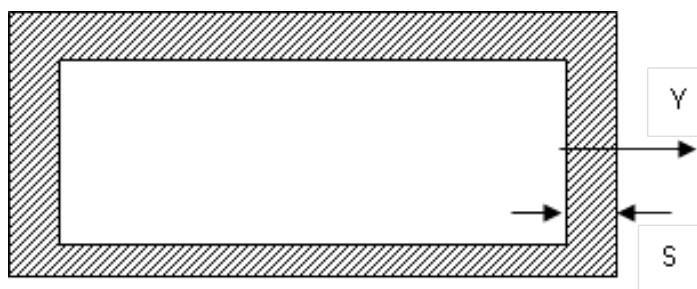
Рисунок 2.3 – Характер отвода тепла от заготовки в ЗВО

Из рисунка видно, что тепло по длине заготовки отводится неравномерно. Но при составлении математических моделей, зачастую, прибегают к использованию одномерных либо двумерных задач, тем самым пренебрегая продольным тепловым потоком.

Рассматривая футеровку можно отметить, что для нее один из размеров, а именно толщина, значительно меньше двух других. Учитывая этот факт и то, что

распределение температуры в газовом объеме среды является достаточно равномерным принято решение об использовании одномерной записи дифференциального уравнения нестационарной теплопроводности для футеровки в записи 2.6.

Для футеровки в качестве геометрических условий выступает произвольный отрезок нормальный к поверхности футеровки, представленный на рисунке 2.4.



где S – толщина огнеупора; Y – выбранное положительное направление на координатной оси

Рисунок 2.4 - Геометрические условия для футеровки

2.1.2.2 Начальные условия

Для исследования процессов охлаждения формулировка начальных условий возможна заданием усредненного температурного поля перед началом тепловой обработки.

Для случая одномерной задачи для цилиндра:

$$0 \leq r \leq r_3; \quad \tau = 0: t = t_n.$$

Для футеровки в одномерной постановке:

$$0 \leq y \leq S; \quad \tau = 0: t = t_n.$$

2.1.2.3 Граничные условия

Граничные условия определяют особенности протекания процесса на границах тела и могут быть заданы различными способами.

Граничное условие первого рода состоит в задании распределения температуры на поверхности тела в виде функции. Функция задана в некотором интервале времени, в течение которого изучается процесс и может быть представлена в виде:

$$t_m = f(x, y, z, \tau),$$

где t_m – температура поверхности тела, °C.

Граничные условия второго рода состоят в задании плотности теплового потока на поверхности тела:

$$q_n = f(x, y, z, \tau),$$

где q_n – плотность теплового потока на поверхности тела, Вт/м².

В частном случае плотность теплового потока может быть величиной постоянной во времени и иметь вид $q = q_0 = \text{const}$, такой случай теплообмена имеет место в высокотемпературных печах в некоторые периоды нагрева металлических изделий [93].

Граничные условия третьего рода задают температуру окружающей среды t_{cp} и закон теплообмена между поверхностью тела и окружающей средой. ГУ 3-го рода можно записать так:

$$\left(\frac{\partial t}{\partial n}\right)_c = -\frac{\alpha}{\lambda}(t_m - t_{cp}),$$

где $\left(\frac{\partial t}{\partial n}\right)_c$ – температурный градиент на поверхность тела, °C/м; t_m – температура поверхности тела, °C; α – коэффициент теплоотдачи, Вт/(м²·K).

Граничные условия четвертого рода характеризуются равенством тепловых потоков, проходящих через поверхность контакта двух тел и температур на поверхности сопряжения тел.

Для того, чтобы задать тепловой поток от поверхности охлаждаемых заготовок могут быть использованы граничные условия первого, второго или третьего рода, при этом существует возможность взаимного преобразования граничных условий. В данной работе для задания граничных условий используются граничные условия (ГУ) 3 рода.

При этом в каждый новый момент времени необходимо проводить пересмотр граничных условий путем определения среднего значения коэффициента конвективной теплоотдачи от поверхности α и температуры среды, омывающей металл t_{cp} .

Для круглого поперечного сечения и решения задачи в одномерной постановке задаем следующие граничные условия:

$$\begin{cases} r = r_3 : -\lambda \frac{\partial t}{\partial r} = \alpha_{\text{конв}}^{\text{мет}} \cdot (t_{\text{м}} - t_{\text{ср}}) + \alpha_{\text{луч}}^{\text{мет-ф}} \cdot (t_{\text{м}} - t_{\text{ф}}); \\ r = 0 : \lambda \frac{\partial t}{\partial r} = 0, \end{cases} \quad (2.8)$$

И для футеровки:

$$\begin{cases} y = 0 : -\lambda \frac{\partial t}{\partial y} = \alpha_{\text{конв}}^{\text{ф}} \cdot (t_{\text{ф}} - t_{\text{п}}) - [\alpha_{\text{луч}}^{\text{мет-ф}} \cdot (t_{\text{м}} - t_{\text{ф}})] \frac{F_{\text{м}}}{F_{\text{ф}}}; \\ y = s : -\lambda \frac{\partial t}{\partial y} = \alpha_{\text{ос}} \cdot (t_{\text{ф}}^{\text{нар}} - t_{\text{ос}}), \end{cases} \quad (2.9)$$

где $\alpha_{\text{конв}}^{\text{мет}}$ - коэффициент конвективной теплоотдачи от металла к охлаждающему воздуху, Вт/(м²·К); $t_{\text{м}}$ - температура поверхности охлаждаемого металла, °С; $t_{\text{ср}}$ - температура среды, омывающей металл, °С; $\alpha_{\text{луч}}^{\text{мет-ф}}$ - лучистый коэффициент теплоотдачи от металла к футеровке, Вт/(м²·К); $t_{\text{ф}}$ - температура внутренней поверхности футеровки, °С; $\alpha_{\text{конв}}^{\text{ф}}$ - коэффициент конвективной теплоотдачи от футеровки к охлаждающему воздуху в печи, Вт/(м²·К); $t_{\text{п}}$ - средняя температура в камере печи, °С; $\alpha_{\text{ос}}$ - коэффициент конвективной теплоотдачи от наружной поверхности футеровки в атмосферу, Вт/(м²·К); $t_{\text{ф}}^{\text{нар}}$ - наружная температура футеровки, °С; $t_{\text{ос}}$ - температура окружающей среды, °С; $F_{\text{м}}$ - площадь поверхности металла, м²; $F_{\text{ф}}$ - площадь поверхности футеровки, м².

Значение температуры охлаждающего воздуха $t_{\text{ср}}$, используемое для задания граничных условий, определяется при рассмотрении процесса смешения втекающих в печь струй свежего воздуха с воздушной средой, заполняющей печь. Таким образом, решение этой задачи включает две составляющих: определение изменения температуры воздуха в печи в зависимости от параметров технологии и составление зависимостей для определения средней температуры в струе при достижении ей поверхности металла.

Коэффициенты лучистой теплоотдачи могут определены по известным зависимостям [72]:

$$\alpha_{\text{луч}}^{\text{мет-ф}} = \frac{C_{\text{re}} \left(\left[\frac{t_{\text{м}} + 273}{100} \right]^4 - \left[\frac{t_{\text{ф}} + 273}{100} \right]^4 \right)}{t_{\text{м}} - t_{\text{ф}}}, \quad (2.10)$$

где C_{re} – приведенный коэффициент излучения в системе «металл-футеровка», Вт/(м²·К⁴), в котором учтены соответствующие угловые коэффициенты, степени черноты поверхности металла и внутренней поверхности футеровки.

Коэффициент конвективной теплоотдачи может быть определен с использованием критериальных уравнений, соответствующих конкретным гидродинамическим схемам взаимодействия газового потока и твердых тел. Например, для поперечного обтекания цилиндрического тела имеем следующее уравнение:

$$\alpha_{\text{конв}}^{\text{ф}} = 0,28 \cdot \text{Re}^{0,6} \cdot \text{Pr}_{\text{ж}}^{0,36} \cdot \left(\frac{\text{Pr}_{\text{ж}}}{\text{Pr}_{\text{ст}}} \right)^{0,25}. \quad (2.11)$$

В то же время в реальных печах имеют место более сложные картины взаимодействия, для которых соответствующие критериальные уравнения неизвестны.

Следует отметить, что для каждого нового временного шага производится пересчет коэффициента лучистой теплоотдачи с учетом новых значений температур поверхностей металла и футеровки.

Общее количество отводимой теплоты $q_{\text{общ}}$ представлено суммой $q_{\text{к}} + q_{\text{луч}}$. При этом, доля конвективной составляющей может быть определена как:

$$E_{\text{к}} = \frac{q_{\text{к}}}{q_{\text{общ}}}.$$

В случае, когда некоторые элементы футеровки выполнены из разнородных материалов, то для каждого из них отдельно решается дифференциальное уравнение нестационарной теплопроводности с соответствующими условиями

однозначности. Также, при составлении условий однозначности для металла учитывается, что имеет место лучистый теплообмен с различными элементами футеровки, а для элементов футеровки предусмотрен учет лучистого теплообмена друг с другом.

2.1.2.3.1 Математическое описание изменения температуры воздуха при охлаждении металла в печи

При истечении воздуха в камере печи имеет место свободная, затопленная, изотермическая, осесимметричная струя воздуха [72].

Для определения температуры воздуха при натекании струй на поверхность металла предложена следующая зависимость:

$$t_{cp} = x \cdot t_{cb.b.} + y \cdot t_b,$$

где x , y – коэффициенты влияния начальной температуры воздуха и температуры воздуха в печи на формирование действующего значения температуры воздуха, натекающего на металл.

На основании теории турбулентных струй [94] определены значения коэффициентов:

$$x = \frac{9}{35} \cdot B; \quad y = 1 - \frac{9}{35} \cdot B; \quad B = \frac{0,7}{\frac{a \cdot S}{R_0} + 0,29}, \quad (2.12)$$

где a – коэффициент турбулентности потока, 0,07-0,08; S – среднее расстояние от срезов фурм до изделия, м; R_0 – радиус фурм, м.

Для определения изменения температуры газовой среды, заполняющей печь, при воздушном охлаждении металла составлено дифференциальное уравнение первого порядка из предположения о равномерном распределении температуры воздуха t_b в камере печи:

$$\frac{dt_b}{d\tau} = \frac{q_m \cdot F_m + q_\phi \cdot F_{кл} + V_b \cdot c^{t_{cb.b.}} \cdot t_{cb.b.} - Q_{пот} - V_b \cdot c^{t_b} \cdot t_b}{V_k \cdot c^{t_b}}, \quad (2.13)$$

где q_m – текущее значение плотности теплового потока, отдаваемого воздуху от поверхности металла, Вт/м²; q_ϕ – текущее значение плотности теплового потока,

отдаваемого воздуху от поверхности футеровки, Вт/м²; $Q_{\text{пот}}$ – тепловые потери через футеровку печи в окружающую среду, Вт; V_k – объем печного пространства свободный от металла, м³; V_v – объем воздуха в камере печи, м³; $t_{\text{св.в.}}$ – температура свежего воздуха, подаваемого на охлаждение, °С.

При постановке граничных условий теплообмена одна из важных проблем – определение итогового коэффициента теплоотдачи и температуры охлаждающей среды. При решении данной задачи следует действовать согласно физических особенностей конвективной и лучистой теплопередачи в рассматриваемом процессе. В случае использования футеровки из различных материалов следует учитывать лучистый теплообмен между частями футеровки. Для определения коэффициента конвективной теплоотдачи целесообразно сконструировать экспериментальную модель геометрически подобной печи для исследования процесса охлаждения.

2.1.2.4 Зависимость теплофизических характеристик металла и футеровки от температуры

При решении задач тепловой обработки металлов необходимо учитывать зависимость теплофизических характеристик как металлов, так и футеровки печи от температуры. В данном случае речь идет о задании температурных зависимостей теплоемкости, плотности и теплопроводности [95]. На основании литературных данных путем использования полиномиальной аппроксимации табличных значений физических величин в инженерных пакетах были получены уравнения, описывающие их зависимости от температуры. Некоторые из составленных зависимостей на примере стали 40 представлены ниже.

$$\lambda(t) = 51,7 - 3,76 \cdot 10^{-4} \cdot t - 8,576 \cdot 10^{-5} \cdot t^2 + 5,979 \cdot 10^{-8} \cdot t^3;$$

$$C_p(t) = 392 + 0,937 \cdot t - 3,163 \cdot 10^{-4} \cdot t^2 - 2,308 \cdot 10^{-7} \cdot t^3.$$

В виду незначительных изменений теплофизических характеристик материалов футеровки в диапазоне исследуемых температур значения этих параметров приняты постоянными, равными их средним значениям в этом диапазоне. Например, для плотной составляющей – шамотных кирпичей:

$$\lambda=1,1 \text{ Вт/(м} \cdot \text{K)};$$

$$C_p=2410 \text{ Дж/(кг} \cdot \text{K)};$$

для керамоволокнистых материалов:

$$\lambda=0,1 \text{ Вт/(м} \cdot \text{K)};$$

$$C_p=1130 \text{ Дж/(кг} \cdot \text{K)}.$$

Для определения значений критериев подобия, входящих в критериальное уравнение, для описания конвективного теплообмена, составлены зависимости теплофизических характеристик воздуха от температуры:

$$\lambda(t)=0,025+7,457 \cdot 10^{-5} \cdot t-1,929 \cdot 10^{-8} \cdot t^2;$$

$$\text{Pr}(t)=0,707-2448 \cdot 10^{-4} \cdot t+5,605 \cdot 10^{-7} \cdot t^2-3,049 \cdot 10^{-10} \cdot t^3;$$

$$v(t)=1,247 \cdot 10^{-5}+1,025 \cdot 10^{-7} \cdot t+6,302 \cdot 10^{-11} \cdot t^3.$$

Таким образом, итоговая математическая модель включает в себя два элемента: основной для описания температурного поля изделий и вспомогательный для изучения температурного состояния футеровки.

В случае, когда некоторые элементы футеровки выполнены из разнородных материалов, то для каждого из них отдельно решается дифференциальное уравнение нестационарной теплопроводности с соответствующими условиями однозначности. Также, при составлении условий однозначности для металла учитывается, что имеет место лучистый теплообмен с различными элементами футеровки, а для элементов футеровки предусмотрен учет лучистого теплообмена друг с другом.

Дифференциальное уравнение нестационарной теплопроводности совместно с граничными условиями представляют собой полную математическую формулировку краевой задачи теплообмена.

Но для того, чтобы решить поставленную задачу, необходимо определить значения коэффициентов конвективной теплоотдачи от заготовок к воздуху. Для этого требуется провести эксперименты на физических моделях, методика проведения которых будет описана в подразделе 2.2.

В предыдущих пунктах подраздела выполнена постановка задачи моделирования процесса охлаждения металла в печи, включающая в себя

математическую формулировку и все необходимые условия однозначности. Для исследования реальных процессов с помощью данной математической модели необходимо осуществить ее численное решение.

2.1.3 Методика численного исследования

Для того, чтобы реализовать решение разработанной математической модели, необходимо использовать один из трех методов численного решения дифференциального уравнения в частных производных, которые основываются на аппроксимации дифференциального оператора алгебраическими выражениями, либо сводят задачу к проекционной или вариационной и решают её [96]. Наиболее часто используемые методы решения:

- метод конечных разностей;
- метод конечных элементов;
- метод контрольных объёмов.

Наиболее универсальным методом решения является метод конечных элементов [97]. Он обладает рядом преимуществ, такими как возможность работы с деталями сложной геометрической формы, возможность настройки плотности сетки для каждого участка детали отдельно, что позволяет ускорить процедуру вычислений для менее интересующих областей. В то же время этот метод сложнее в реализации, чем метод конечных разностей. Поэтому для решения задачи, поставленной в данной работе, наиболее подходящим будет применение конечно-разностного метода, так как для простых задач построение разностной схемы выполняется быстрее. Данный метод является сеточным и основан на замене дифференциальных уравнений их конечно-разностными аналогами [98], которые представляют из себя конечную систему алгебраических уравнений для конкретной задачи с дифференциальным уравнением и дополнительными условиями, в качестве которых обычно выступают граничные либо начальные условия [99]. Такие схемы принято использовать для решения континуальных задач.

Для аппроксимации дифференциального уравнения первым шагом является построение конечно-разностной. Для случая двумерной задачи сетка представляет собой прямоугольники, реже – треугольники (рисунок 2.5 а, б).

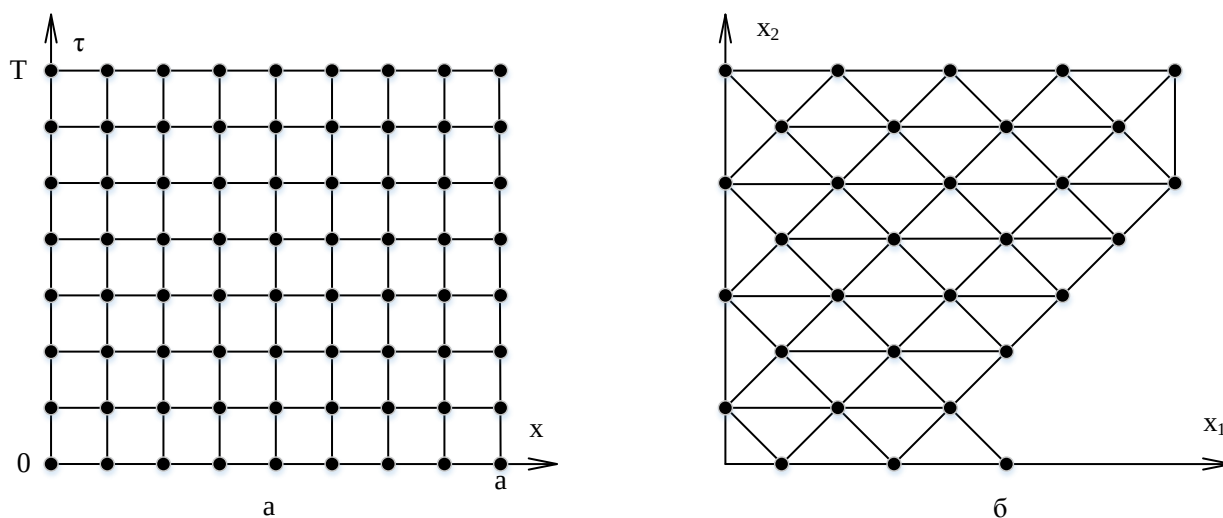


Рисунок 2.5 – Применяемые сетки

Наряду с таким видом сеток для трехмерных задач существуют сетки из прямоугольных параллелепипедов, прямоугольных трехгранных призм и т.д. [100]. Далее выбирается разностная схема и для каждого узла сетки составляется разностное уравнение, после чего производится учёт граничных условий. В результате чего получается система линейных алгебраических уравнений, решая которую получают приближенные значения решения в узлах [101].

Для решения поставленной таким способом нестационарной задачи принято использовать одну из двух схем – явную либо неявную и определять решение на каждом временном интервале. Явные схемы вычисляют значение искомой функции, используя узлы сетки, взятые на предыдущем временном слое. Такие схемы часто оказываются неустойчивыми. Неявные схемы используют уравнения прогонки. Для нахождения результата решается система линейных алгебраических уравнений. Также могут применяться и полунеявные схемы, сущность которых в применении явной схемы на одних шагах и неявной на других. Зачастую эти шаги чередуются [89].

Графически четырехточечные неявную (рисунок 2.6 а) и явную (рисунок 2.6 б) разностные схемы можно представить следующим образом:

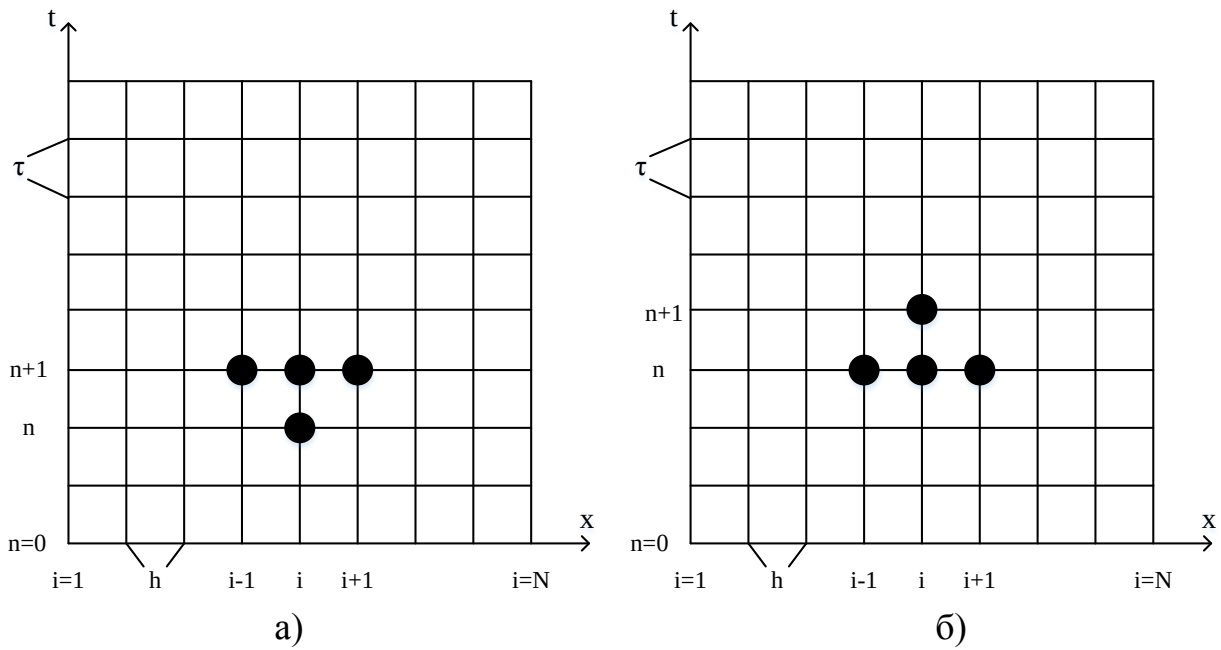


Рисунок 2.6 – Графическое представление четырехточечных неявной и явной разностных схем

В данной работе рассматривается вариант решения по неявной схеме.

Для поиска решения распределения температур по сечению цилиндра дифференциальное уравнение нестационарной теплопроводности в одномерной постановке (2.3) аппроксимируется по неявной схеме в следующем виде:

$$\frac{t_i^{n+1} - t_i^n}{\tau} = \frac{\lambda_i^n}{\rho \cdot c \cdot r_i \cdot h^2} \cdot \left[r_{i+\frac{1}{2}} \cdot t_{i+1}^{n+1} - \left(r_{i-\frac{1}{2}} + r_{i+\frac{1}{2}} \right) \cdot t_i^{n+1} + r_{i-\frac{1}{2}} \cdot t_{i-1}^{n+1} \right],$$

где $i=2, \dots, N-1, n=0, 1, \dots, M$.

Алгоритм решения задачи по неявной схеме и в одномерной постановке базируется на выражении (2.3). Полученное 3-х точечное уравнение можно свести к общему виду:

$$A_i \cdot t_{i+1}^{n+1} - B_i \cdot t_i^{n+1} + C_i \cdot t_{i-1}^{n+1} = F_i,$$

где A_i, B_i, C_i – коэффициенты при температурах последующего, рассматриваемого и предыдущего узлов соответственно; F_i – свободный член выражения, содержащий температуру рассматриваемого узла на предыдущем временном слое.

Коэффициенты уравнения определяются следующим образом:

$$A_i = \frac{\lambda_i^n}{h^2} \cdot \frac{r_{i+\frac{1}{2}}}{r_i}, B_i = \frac{\lambda_i^n}{h^2} \cdot \frac{r_{i-\frac{1}{2}} + r_{i+\frac{1}{2}}}{r_i} + \frac{\rho \cdot c}{\tau}, C_i = \frac{\lambda_i^n}{h^2} \cdot \frac{r_{i-\frac{1}{2}}}{r_i}, F_i = -\frac{\rho \cdot c}{\tau} \cdot t_i^n.$$

Записывая выражение (2.5) для всех внутренних узлов сетки на рассматриваемом временном слое, получаем матричное уравнение, коэффициенты которого могут быть записаны в виде трехдиагональной матрицы. Чтобы решить такую задачу, воспользуемся методом прогонки, одним из преимуществ которого является возможность установления связи между всеми соседними точками расчетного сечения в виде:

$$t_j = \alpha_j \cdot t_{j+1} + \beta_j.$$

Для решения задачи в одномерном ее виде необходимо придерживаться следующих условий:

1. Определить величины А, В, С, F для всех внутренних узлов сетки.
2. В соответствии с граничными условиями задать значения коэффициентов α_1 и β_1 в граничных узлах [84].
3. По направлению от начала координат сетки к ее краю определить значения прогоночных коэффициентов α и β для всех узлов сетки от 2-го до предпоследнего.
4. Определить значение температуры в граничном узле сетки (индекс m) при помощи известных выражений [84].
5. При помощи выражения (2.13) определить значения температур газовой среды для всех узлов сетки справа налево от предпоследнего до первого.

Аналогичная реализация подмодели используется и для футеровки.

При формировании условий однозначности на каждом шаге по времени необходимо задавать значения коэффициентов конвективной теплоотдачи от металла к воздуху. Для их поиска необходимо провести физическое моделирование процесса воздушного охлаждения тел в камерных печах.

2.2 Физическое моделирование. Методика экспериментального исследования конвективного теплообмена

Для составления качественной математической модели, описывающей тепловое состояние металла во время охлаждения, необходимо знать истинные значения средних коэффициентов конвективной теплоотдачи от металла к воздуху. Традиционные уравнения, описывающие конвективный теплообмен для различных простейших схем натекания воздуха не соответствуют реальной картине натекания воздуха на металл в печи в виду сложной картины омывания и взаимодействия встречных струй в замкнутом пространстве печи.

Целью физического эксперимента является определение среднего по поверхности заготовок значения коэффициента конвективной теплоотдачи α .

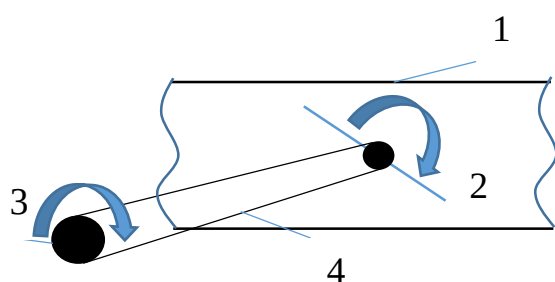
В качестве натурального объекта, для которого создана геометрически подобная печь, выбрана камерная печь с выкатным подом для термической обработки металлов. Размеры камеры печи составляют: длина 12, ширина 6, высота 4 метра. Изнутри камера печи футерована керамоволокнистым огнеупором, под печи выполнен из шамотного огнеупора марки ШКН. В данной печи производят отжиг массивных заготовок ответственного назначения, таких как заготовки под роторы турбин и т.п.

Размеры камеры созданной физической модели составляют: длина 0,33, ширина 0,152, высота 0,15 м. Масштабный геометрический коэффициент подобия в данном случае будет равен 35. Стенки печи выполнены из полистирола толщиной 0,05 м.

Данная модель имеет 20 сопел диаметром 5 мм для истечения воздуха, расположенных с двух сторон установки, и подключена к сети с нагнетателем типа ПН-125-65. Трубопровод сети выполнен из гофрированной трубы диаметром 35 мм и длиной 5 метров, на которой присутствуют повороты: пять на 90 и четыре на 45 градусов. По ходу движения воздуха в канале расположено устройство для измерения расхода типа РГ-40. К каналу присоединена лабораторная модель печи, в которой диаметр трубопроводов равен 45 мм. Данная модель характеризуется наличием двойного дна. Верхняя часть подины выполнена решетчатой для того, чтобы размещать исследуемые тела. Нижняя часть выполнена из сплошного

оргстекла, размещенным под двойным уклоном для сбора стока жидкости в измерительную мензурку.

Для дополнительных исследований влияния импульсной подачи воздуха перед самой печью на ее трубопроводе установлена заслонка для генерации пульсаций. Данная заслонка создает 87% перекрытие сечения канала при повороте на 90° . Заслонка, в свою очередь, размещена на валу, вращаемом электродвигателем с помощью ременной передачи. При этом имеется возможность изменения частоты вращения в диапазоне от 0,1 до 1,7 Гц. Движение заслонки происходит по гармоническому закону. Заявленный процент перекрытия сечения канала получен, исходя из практических соображений: при внутреннем диаметре разводящего трубопровода 45 мм отступ заслонки по периметру канала выбран на уровне 1,5 мм для исключения заклинивания заслонки и снижения уровня перегрузки нагнетателя за счет отсутствия полного перекрытия канала. Схематичное изображение заслонки и ее фотография приведены на рисунок 2.7.

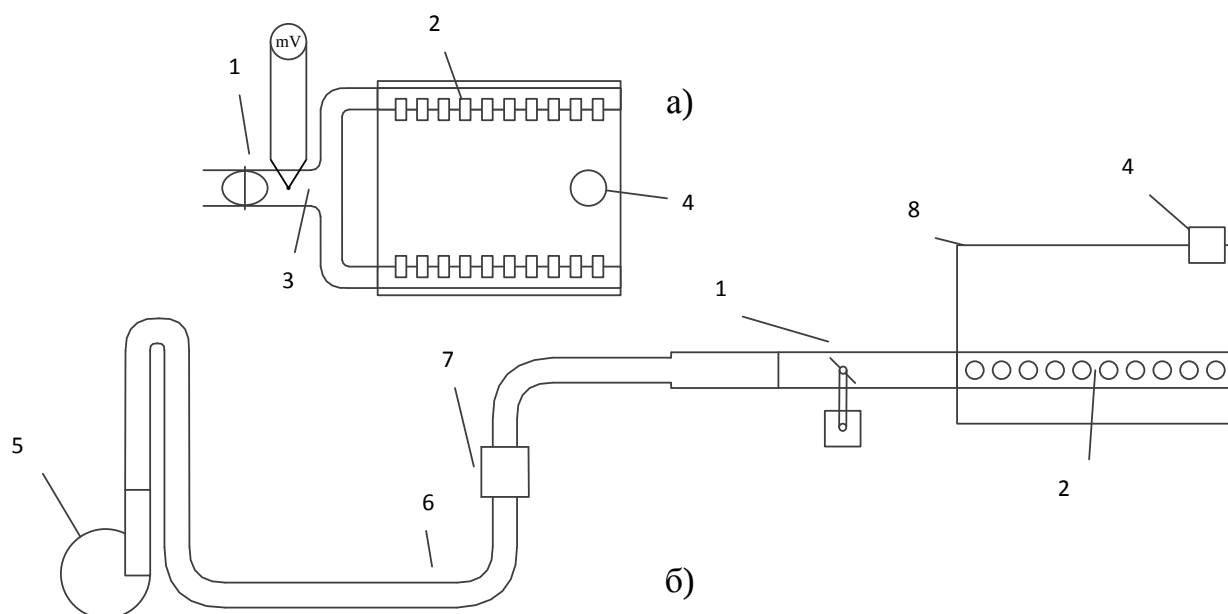


1 – подводящий трубопровод, 2 – вращающаяся заслонка, 3 – электродвигатель, 4 – ременная передача.

Рисунок 2.7 – Заслонка в подводящем трубопроводе

В случае исследования конвективного теплообмена в безимпульсном режиме заслонка жестко фиксировалась на уровне 0° , тем самым создавая минимально возможное сопротивление потоку воздуха.

Графическое изображение сети и установки приведены на рисунок 2.8.



1 – пульсирующая заслонка; 2 – сопла; 3 – раздающий короб; 4 – отверстие выхода; 5 – нагнетатель; 6 – гофрированный трубопровод; 7 – расходомер; 8 – лабораторная модель.

Рисунок 2.8 – Схематичное изображение сети

После заслонки при помощи термопары ТХА в виде кабеля КТМС, размещенной перед поворотом на 90° и разделением на два потока, производится замер температуры воздуха, направляемого к соплам на истечение. После истечения и попадания в камеру печи воздух удаляется через отверстие в своде лабораторной установки.

Внешний вид и фотография камеры печи представлены на рисунке 2.9.

В связи с тем, что о коэффициенте конвективной теплоотдачи можно судить, исходя из полученных данных изменения объема стока жидкости и температуры воздуха, омывающего исследуемые тела, то в данном случае требуется провести оценку погрешности косвенных измерений, суть которой заключается в следующем. В общем случае измеряемая величина α зависит от двух величин, получаемых путем прямого измерения, V_i и $t_{\text{возд}}$, то есть $\alpha = f(V_i, t_{\text{возд}})$.

Так как наши измерения являются косвенными, то необходимо определить абсолютную и относительную погрешностей при каждом прямом измерении.

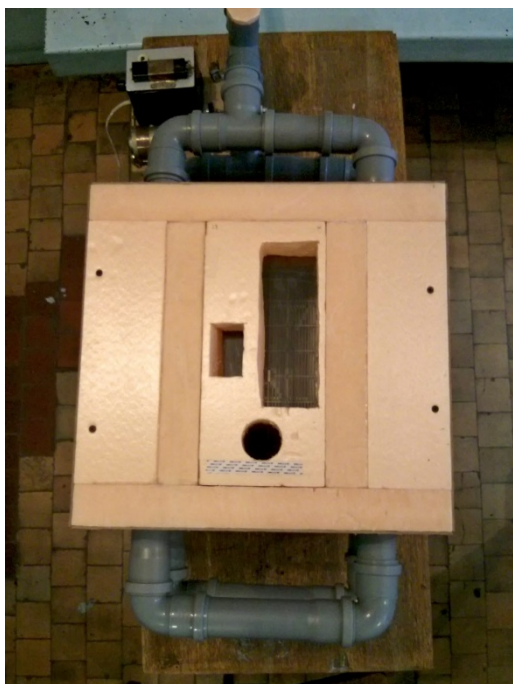


Рисунок 2.9 – Фотографии лабораторной модели

В общем виде абсолютная погрешность Δy находится по формуле [102]:

$$\Delta y = \sqrt{\sum_{i=1}^n \left(\frac{\partial f}{\partial x_i} \cdot \Delta x_i \right)^2}, \quad (2.14)$$

где $\frac{\partial f}{\partial x_i}$ – частная производная функции $f(x_1, x_2, \dots, x_n)$ по x_i , Δx_i – абсолютная

погрешность непосредственного измерения величины x_i .

В свою очередь относительная погрешность измерения в общем случае определяется как [102]:

$$\varepsilon_y = \sqrt{\sum_{i=1}^n \left(\frac{\partial}{\partial x_i} \ln f(x_1, x_2, \dots, x_n) \right)^2 \cdot \Delta x_i^2}. \quad (2.15)$$

Внутри установки размещаются тела, выполненные из льда. Форма тел выбрана двух видов: кубическая с размером граней 1,7 см и цилиндрическая с диаметром 6,2 см и длиной 21 см, с целью исследования теплообмена при различных условиях натекания воздуха на поверхности. Выбор льда в качестве материала обдуваемых тел исключает необходимость измерения температуры поверхности, а контроль стока воды позволяет судить о их текущем размере.

Перед началом эксперимента необходимо предварительно заморозить воду в форме исследуемых тел. Так, при исследовании тел кубической формы лед располагается в два ряда по 7 кубиков на специальную решетку. Каждый кубик льда выставляется напротив сопла истечения соответственно.

После этого закрывается верхняя крышка установки и трубка, через которую удаляется вода из установки, опускается в измерительную мензурку с шкалой, градуированной в миллилитрах. Схема размещения тел кубической формы и участок измерения стока воды представлены на рисунке 2.10.

Эксперимент начинается с запуска нагнетателя, после чего включается секундомер, а также фиксируется начальный расход воздуха. Через минуту после начала эксперимента и до его завершения каждые пятнадцать секунд регистрируется уровень стекающей воды с последующим занесением данных в таблицу. Массив полученных данных позволяет построить график зависимости стекшего объема воды от времени.



Рисунок 2.10 – Исследуемые заготовки, измерительная мензурка

Для определения удельного теплового потока, подведенного ко льду, составлена следующая зависимость:

$$q = \frac{(u_{r_i} - u_{r_k}) \cdot \rho_B \cdot q_{\text{плав}}}{n_{\text{тел}} \cdot \tau \cdot \left[\left(X \cdot p \cdot \left[\frac{d_i^{\text{куб}^2} - d_k^{\text{куб}^2}}{\ln [d_i^{\text{куб}^2} / d_k^{\text{куб}^2}]} \right] \right) + (1-X) \cdot \left(\pi \cdot \left[\frac{d_i^{\text{шар}^2} - d_k^{\text{шар}^2}}{\ln [d_i^{\text{шар}^2} / d_k^{\text{шар}^2}]} \right] \right) \right]}, \quad (2.16)$$

где u_{r_i} и u_{r_k} - объемы воды в мензурке, взятые из графика в i и k моменты времени с разницей $\Delta\tau=5$ с., м³; ρ_B - плотность воды, 1000 кг/м³; $q_{\text{плав}}$ - теплота плавления льда, 335 кДж/(кг·К); $n_{\text{тел}}$ - количество охлаждаемых тел, 14 шт.; X - коэффициент перехода от куба к шару, равномерно уменьшается от 1 до 0,5; p - количество участвующих граней в теплообмене, шт.; $d_i^{\text{куб}}$ - условный диаметр тела кубической формы в i период, м; $d_i^{\text{шар}}$ - условный диаметр тела формы шара в i период, м; τ - приращение времени, 5 с; $\alpha_{\text{л}}$ - лучистый коэффициент теплоотдачи от стенок модели к материалу, Вт/(м²·К); Δt - разность температур охлаждающего воздуха и охлаждаемого материала, (25-0) °С.

Воспользовавшись данной формулой можно получить информацию о значении характерных размеров тел в каждый момент времени. Это возможно сделать на основании данных эксперимента. Изменение размера обдуваемых тел во времени также может быть определено на основании обработки данных об изменении объема стекшей жидкости по формулам:

$$d_i^{\text{куб}} = \sqrt[3]{\frac{m_{\text{исх}} - m_i}{n_{\text{тел}} \cdot \rho_{\text{л}}}}; \quad d_i^{\text{шар}} = \sqrt[3]{\frac{6}{\pi} \cdot \frac{m_{\text{исх}} - m_i}{n_{\text{тел}} \cdot \rho_{\text{л}}}}, \quad (2.17)$$

где $m_{\text{исх}}$ - исходная масса льда, кг; m_i - масса воды в измерительной мензурке в i период, кг; $\rho_{\text{л}}$ - плотность льда, 917 кг/м³.

В начальный момент времени все заготовки имеют кубическую форму, но по истечению времени их форма постепенно переходит в шарообразную. Это учитывается коэффициентом X .

Тогда расчетное значение размера тел для произвольного момента времени определяется как:

$$d_i = X \cdot d_i^{\text{куб}} + (1-X) \cdot d_i^{\text{шар}}. \quad (2.18)$$

Тогда искомый коэффициент теплоотдачи определяется по следующей зависимости:

$$\alpha = \frac{q_i}{\Delta t}. \quad (2.19)$$

Среднюю скорость среды у поверхности обдуваемых тел предложено определять как среднее арифметическое от значений скорости в четырех характерных точках, взятых на вертикальном отрезке, проходящем через ось торцевой со стороны обдува грани (1 – точка с координатой, равной высоте куба; 2 – 3/4 высоты; 3 – 1/2 высоты, 4 – точка пересечения нижней образующей струи с торцевой гранью тела). Графическая интерпретация этого подхода представлена на рисунке 2.11. В данном случае рассматривается свободная, затопленная, изотермическая, осесимметричная струя воздуха.

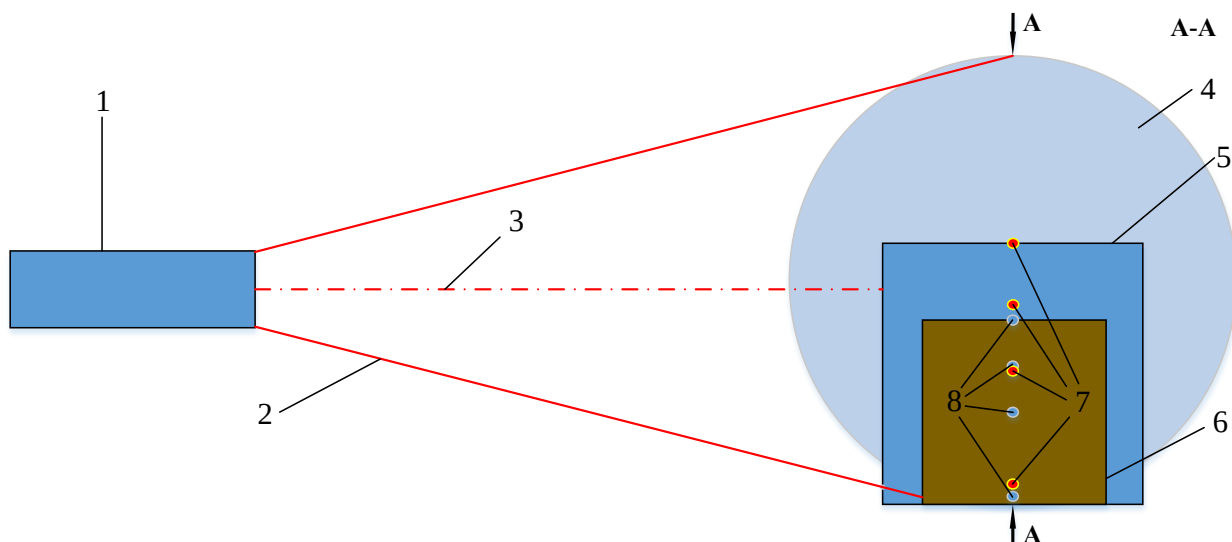


Рисунок 2.11 – Графическое представление схемы для определения средней скорости обтекания, где 1 – сопло; 2 – линии, показывающие границы струи; 3 – ось струи; 4 – пятно на границе контакта струи и кубика, развернутое на 90°; 5 – кубик в начальный момент времени; 6 – кубик в конце эксперимента; 7 – точки измерения в начальный момент времени; 8 – точки измерения в конечный момент времени.

При определении w_{cp} учтено изменение диаметра изделия при вычислении величины S .

Как видно на рисунке 2.11, струя раскрывается и покрывает кубик, находящийся на удалении 33 мм от сопла. Для определения скорости на оси струи, в точке, удаленной от сопла на расстояние S используется формула [94]:

$$w_{\text{ось}} = \frac{V_{\text{ср}}}{\left(\frac{\pi \cdot D_0^2}{4}\right)} \cdot \frac{0,96}{\frac{a \cdot S}{r_0} + 0,29}, \quad (2.20)$$

где $V_{\text{ср}}$ – средний расход воздуха, м³/с; D_0 – диаметр сопла истечения, м; a – коэффициент турбулентности потока.

Следующим шагом является определение скоростей на различном удалении от оси истечения в пределах пятна контакта струи и передней грани кубика. Для этого используется зависимость [94]:

$$w_r = \left[1 - \left(\frac{y}{D_{\text{п}}} \right)^{\frac{3}{2}} \right]^2 \cdot w_{\text{ось}}. \quad (2.21)$$

Диаметр пятна струи вычисляется по формуле:

$$D_{\text{п}} = \left(\frac{0,517 \cdot S}{D_0} + 1 \right) \cdot D_0.$$

В конечном итоге средняя скорость можно определить как:

$$w_{\text{ср}} = \frac{w_r^1 + w_r^2 + w_r^3 + w_r^4}{4}. \quad (2.22)$$

Согласно известным представлениям теории теплообмена, для сопоставления процессов, протекающих в печи и модели, необходимо воспользоваться безразмерными критериями подобия для оценки безимпульсного процесса. Этими критериями являются: Nu – критерий подобия тепловых процессов, характеризующий соотношение между интенсивностью теплообмена за счёт конвекции и интенсивностью теплообмена за счёт внешней теплопроводности; Re – критерий подобия течения вязкой жидкости; P_r – критерий подобия тепловых процессов, учитывающий влияние на теплоотдачу физических свойств теплоносителя, взятых для воздуха при температуре дутья и температуре поверхности охлаждаемых тел соответственно. В случае исследования импульсных режимов дополнительно используется число Sh , которое является одним из

критериев подобия нестационарных течений жидкостей и газов, характеризующих нестационарность протекания процессов во времени.

После того, как коэффициент теплоотдачи и средняя скорость у тел определены, рассчитываются числа Нуссельта и Рейнольдса по известным зависимостям:

$$Nu = \frac{\alpha \cdot d}{\lambda}; \quad Re = \frac{w \cdot d}{\nu}, \quad (2.23)$$

где α – коэффициент теплоотдачи, Вт/(м²·К); d – характерный линейный размер охлаждаемых тел, м; λ – коэффициент теплопроводности воздуха при температуре проведения эксперимента, Вт/(м·К); w – средняя скорость воздуха у поверхности тел, м/с; ν – кинематическая вязкость воздуха при температуре проведения эксперимента, м²/с.

Для поперечного обтекания тел используется шаблон критериального уравнения в общем виде. Следующим шагом будет определение неизвестных коэффициентов данного уравнения, описывающего конвективный теплообмен при условиях проведения эксперимента. Для этого запишем уравнение:

$$Nu = f(Re, Pr) = z \cdot Re^b \cdot Pr_{ж}^{0,36} \cdot \left(\frac{Pr_{ж}}{Pr_{ст}} \right)^{0,25}, \quad (2.24)$$

где $Pr_{ж}$ и $Pr_{ст}$ – взяты для воздуха при температуре дутья и температуре поверхности охлаждаемых тел соответственно.

Имея ряд экспериментальных значений Nu и Re , можно вычислить численные значения коэффициентов уравнения z и b . Так как множитель $z \cdot Pr_{ж}^{0,36} \cdot \left(\frac{Pr_{ж}}{Pr_{ст}} \right)^{0,25}$ является постоянным в течение всего эксперимента, то для нахождения искомых величин он обозначается через x . После этого производится логарифмирование левой и правой части выражения с последующим представлением зависимости $\ln(Nu) = f \ln(Re)$ в декартовой системе координат. Решение будет получено при помощи аппроксимирования полученной кривой при помощи прямой линии. Искомые значения b и $\ln(x)$ будут найдены как параметры этой прямой (множитель перед аргументом и свободный член), проведенной через массив экспериментальных точек при помощи метода наименьших квадратов

Первый член уравнения содержит в себе произведение свободного члена z и $Pr^{0,36} \left(\frac{Pr_{ж}}{Pr_{ст}} \right)^{0,25}$, второй член представляет собой степень при Re .

Для оценки точности аппроксимации и подтверждении адекватности полученного уравнения необходимо воспользоваться вычислением коэффициента детерминации R^2 , который представляет собой долю объясненной дисперсии отклонений зависимой переменной от ее среднего значения [103]. Вычисляется данный коэффициент по формуле:

$$R^2 = 1 - \frac{\sum_i (y_i - f_i)^2}{\sum_i (y_i - \bar{y})^2}, \quad (2.25)$$

где y_i – наблюдаемое значение зависимой переменной; f_i – значение зависимой переменной, предсказанное по уравнению регрессии; $\bar{y}$ – среднее арифметическое зависимой переменной.

Для исследования импульсного режима необходимо учесть нестационарность подачи теплоносителя. Для этой цели подходит критерий Струхала, который может быть вычислен по зависимости:

$$Sh = \frac{v \cdot d}{w}, \quad (2.26)$$

где v – частота вращения заслонки (частота создаваемых пульсаций среды), Гц;

Шаблон критериального уравнения в данном случае имеет следующий вид:

$$Nu = h \cdot Re^b \cdot Pr_{ж}^{0,36} \cdot \left(\frac{Pr_{ж}}{Pr_{ст}} \right)^{0,25} Sh^c. \quad (2.27)$$

В данном случае появляется уже три неизвестных, которые будут определены при помощи регрессионного анализа. Оценка точности значений полученного уравнения с экспериментальными значениями будет оценена аналогичным образом, как и в случае с безимпульсным вариантом, при помощи определения коэффициента детерминации.

В данном подразделе представлена физическая модель печи с выкатным подом и описана методика проведения экспериментов для определения численных значений среднего по поверхности коэффициента конвективной теплоотдачи.

Разработанная лабораторная модель позволяет исследовать тела различной геометрической формы. Для получения картины, близкой к операции тепловой обработки крупных цилиндрических кузнечных слитков на существующей модели камерной печи будет исследована заготовка цилиндрической формы, имитирующая цилиндрический слиток во время операции воздушного охлаждения в реальной печи. Для исследования цилиндрического тела экспериментальным путем используется аналогичная методика, за исключением формул для определения диаметра и скорости по зависимостям 2.21 и 2.22:

$$d_i = \sqrt{\frac{4}{\pi} \cdot \left[\frac{\pi \cdot (d_{i-1})^2}{4} - \frac{(u_{r_i} - u_{r_{i-1}}) \cdot \rho_B}{10^6 \cdot L \cdot \rho_L} \right]}. \quad (2.28)$$

В случае исследования цилиндрической заготовки необходимо в качестве средней скорости натекания использовать среднюю скорость по пятну струи на расстоянии изделия, вследствие соизмеримых размеров диаметра тела и пятна струи. Расчет ведется по формуле [72]:

$$w_{cp} = \frac{V_{cp}}{\left(\frac{\pi \cdot D_0^2}{4} \right)} \cdot \frac{0,96}{\frac{a \cdot S}{r_0} + 0,29} \cdot \frac{9}{35}. \quad (2.29)$$

Средний коэффициент теплоотдачи во времени предлагается вычислять по формуле:

$$\alpha_{cp} = \frac{(u_{r_i} - u_{r_{i-1}}) \cdot q_{\text{плав}}}{(t_B - t_L) \cdot \rho_B \cdot \left[\pi \cdot \left(\left[\frac{d_i + d_{i-1}}{2} \right] \cdot L_{\text{ц}} \right) + 2 \cdot \pi \cdot \frac{d_i^2}{4} \right]}. \quad (2.30)$$

На основании представленной методики возможно произвести обработку экспериментальных данных с получением средних значений теплового потока, коэффициента конвективной теплоотдачи, а также получением критериальных уравнений по формулам 2.22; 2.25, описывающих конвективный теплообмен в рассматриваемых условиях.

Использование полученных критериальных уравнений позволит определить средние значения коэффициентов конвективной теплоотдачи по поверхности тел, обдуваемых воздухом в реальных условиях и, таким образом, корректно задать граничные условия для математического моделирования.

2.3 Методика проведения натурных испытаний по подтверждению адекватности разработанной математической модели

Для того, чтобы в дальнейшем пользоваться математической моделью, необходимо подтвердить ее адекватность путем сопоставления данных численных и натурных экспериментов. Для этой цели предложено провести термическую обработку цилиндрических заготовок с получением соответствующих температурных кривых, описывающих изменение температуры поверхности металла на протяжении процесса.

Предложено организовать измерение температуры поверхности стальных заготовок путем приваривания термопар на базе кабелей КТМС к заданным точкам поверхности, вместе с ними расположить регистратор в защитном «тепловом барьере», который будет записывать показания термопар через заранее выбранный промежуток времени. Для подтверждения адекватности математической модели для различных диаметров заготовок процесс термообработки будет произведен для цилиндрических заготовок диаметрами от 360 до 470 мм и длинами от 3 до 6,8 метров.

Для учета расхода воздуха на охлаждение в воздушном коллекторе печи присутствует датчик давления и о текущем расходе можно судить по напорно-расходной характеристике используемого нагнетателя.

В последующем, используя зависимость изменения расхода воздуха от времени в математической модели и подставляя различные диаметры, можно получить ряд кривых для каждого из диаметров. Воспользовавшись методами математической статистики далее определить коэффициент детерминации кривых,

полученных в результате численного моделирования и кривых из натуральных экспериментов по формуле:

$$R^2 = 1 - \frac{\sum_i (y_i - f_i)^2}{\sum_i (y_i - \bar{y})^2},$$

где y_i – наблюдаемое значение зависимой переменной, f_i – значение зависимой переменной, предсказанное в результате матмоделирования, $\bar{y}$ – среднее арифметическое значение зависимой переменной.

Выводы по разделу 2

1. Разработана математическая модель для изучения температурного состояния цилиндрических заготовок и футеровки печи в процессе воздушного охлаждения. Модель базируется на решении дифференциального уравнения нестационарной теплопроводности в одномерной постановке для металла и футеровки и определении температуры натекающей воздушной среды на тело на основании теории турбулентных струй, с учетом смешения свежего воздуха с газовой средой печной камеры, учитывающая долю конвективной и лучистой составляющей в общем количестве отводимой теплоты от металла. При этом, отдельные элементы футеровки могут быть выполнены из различных материалов, для которых учитывается взаимный теплообмен. Математическая модель характеризуется высокой скоростью вычислений, в 60-100 раз превышающей темп реального времени, а также является безусловно устойчивой.

2. Создана методика проведения лабораторных экспериментов по определению средних по поверхности тел коэффициентов конвективной теплоотдачи при обдуве тел газообразной средой, а также методика составления соответствующих критериальных уравнений. Преимуществом предложенной методики является использование льда в качестве материала исследуемых тел, что влечет за собой отсутствие необходимости измерения температуры поверхности заготовок. Полученные коэффициенты конвективной теплоотдачи используются

как для задания граничных условий в математической модели, так и для расчетов по разработанной инженерной методике.

3. Для подтверждения адекватности разработанной математической модели отработаны вопросы проведения аттестационной термической обработки с целью получения кривых изменения температуры поверхности цилиндрических заготовок в реальной печи при их воздушном охлаждении и их последующего сравнения с результатами математического моделирования.

РАЗДЕЛ 3

ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕПЛОТЕХНИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ТЕХНОЛОГИИ
ВОЗДУШНОГО ОХЛАЖДЕНИЯ МЕТАЛЛА В ПЕЧАХ

3.1 Исследование конвективного теплообмена при охлаждении металла в печах

В разделе 2 представлена методика проведения экспериментального исследования конвективного теплообмена в модели камерной печи с выкатным подом. Согласно представленной методике был проведен ряд экспериментов с целью определения значений коэффициента конвективной теплоотдачи, в различных условиях, а также установления соответствующих критериальных уравнений, описывающих конвективный теплообмен в рассматриваемых условиях.

В качестве исследуемых тел выбраны два типа заготовок: кубической формы, в количестве 14 штук с размером граней в 17 мм и одна цилиндрическая заготовка, диаметром 62 мм и длиной 210 мм, имитирующая цилиндрический валок в печи термообработки.

Исследования для тел кубической формы.

Согласно методике проведения эксперимента для случая исследования тел кубической формы, в течение 14 минут каждые 15 секунд производился съем значений стока воды. На основании этих данных построена графическая зависимость, представленная на рисунке 3.1.

Весь диапазон значений был интерполирован, для того, чтобы получить возможность использовать не только узловые точки во времени, а и промежуточные значения между узлами. Для упрощения расчета обработка данных ведется для точек интерполированной кривой с интервалом 50 секунд.

На основании имеющейся информации о темпе стока осуществляется переход к условному диаметру тела с последующим представлением его изменения во времени (рисунок 3.2) согласно формуле (2.17).

Представленный диаметр является условным в следствие изменения начальной кубической формы тела в сторону шарообразной в конце эксперимента. Это соображение учитывается при помощи коэффициента формы тела X в формуле (2.16).

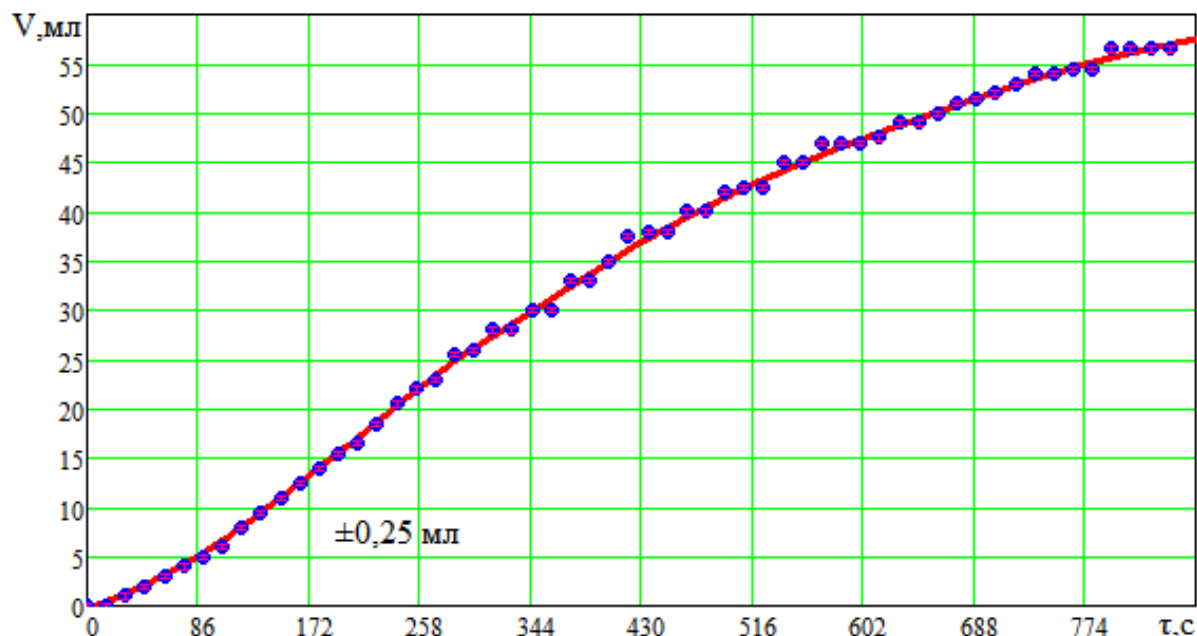


Рисунок 3.1 – Изменение объема стока жидкости во времени

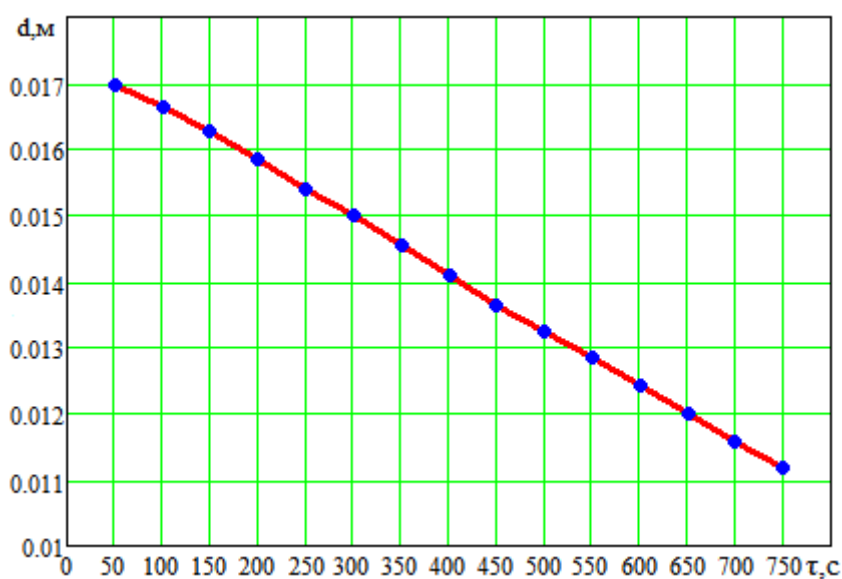


Рисунок 3.2 – Изменение условного диаметра исследуемых тел во времени

Согласно методике, описанной в разделе 2, следующим шагом является определение теплового потока по формуле (2.16) и коэффициента теплоотдачи от изделия к воздуху. График изменения этой величины представлен на рисунке 3.3.

На данном рисунке представлены две кривые: 1 – линия, иллюстрирующая изменение коэффициента теплоотдачи в течение времени протекания

эксперимента, 2 – регуляризованная кривая при помощи распределения Гаусса, которое вычисляет локально взвешенные средние значения для исходного вектора значений [89].

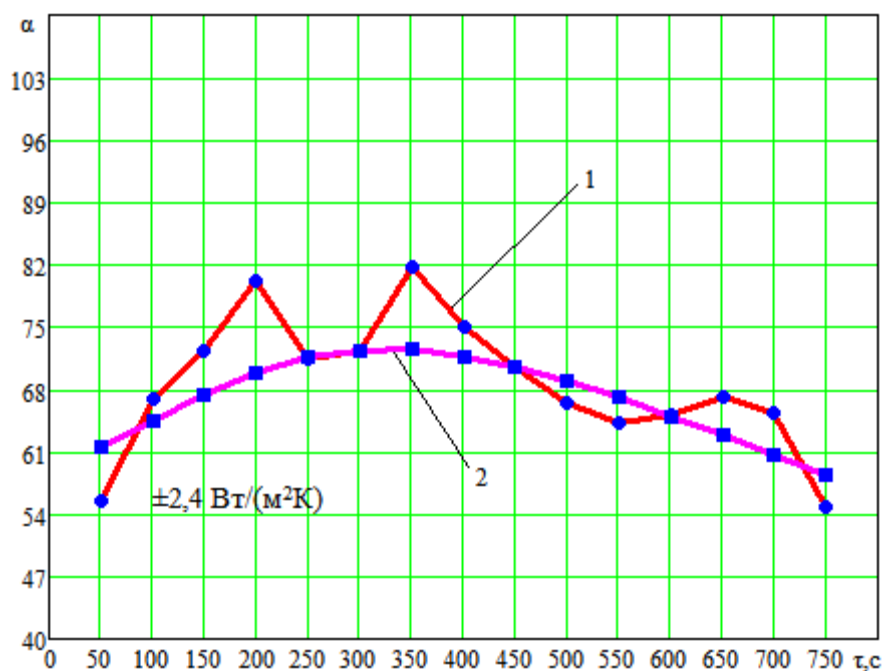


Рисунок 3.3 – Изменение коэффициента теплоотдачи во времени

Представленные кривые имеют выраженный пик и дальнейшее возвращение значений к первоначальному уровню. Появление характерного пика рассматриваемого коэффициента можно объяснить тем, что экспериментальная установка имеет некоторое запаздывание по стоку жидкости и поэтому с течением времени установка выходит на свой рабочий режим.

Определение погрешности измерения коэффициента теплоотдачи

В связи с тем, что о коэффициенте теплоотдачи мы судим косвенно по темпу стока жидкости и температуре воздуха, оценить погрешность измерения данного коэффициента представляется возможным по методике определения погрешностей косвенных измерений. Согласно предложенным формулам 2.14 и 2.15 необходимо вычислить абсолютные погрешности определения диаметра и плотности теплового потока, которые в свою очередь определяют искомое значение коэффициента теплоотдачи.

Искомая величина коэффициента конвективной теплоотдачи представляет собой частное от отводимого теплового потока от поверхности исследуемых тел к разности температур омывающего воздуха и поверхности тел по формуле 2.19.

Согласно формулам упрощённого расчета относительных погрешностей для часто встречающихся случаев [102]:

$$x=A \cdot B; x=\frac{A}{B},$$

$$\varepsilon_x=\varepsilon_A+\varepsilon_B.$$

Относительная погрешность определения коэффициента конвективной теплоотдачи может быть получена как сумма относительных погрешностей определения величины теплового потока и температуры. В свою очередь тепловой поток определяется на основании величины изменения стока жидкости во времени.

Абсолютная погрешность измерительной мензурки, согласно общепринятым подходам к оценке погрешностей измерительных приборов, составляет половину цены деления, что в нашем случае равно 0,25 мл.

Для определения абсолютной погрешности измерения диаметра определим среднее арифметическое полученных значений стока жидкости:

$$\bar{V}=\frac{\sum_{i=1}^n V_i}{n}=\frac{\sum_{i=1}^{57} V_i}{57}=32,596 \text{ мл},$$

где V_i – полученные значения стока жидкости в течение эксперимента, мл; n – количество снятий показаний в течение одного эксперимента.

Следующим шагом для определения абсолютной погрешности измерения диаметра исследуемых тел необходимо взять производную функции из формулы 2.17 и по формуле 2.14 определить абсолютную погрешность измерения диаметра:

$$\Delta y_d=\sqrt{\left(-\frac{1}{3} \cdot \left(\frac{V_{исх}-\bar{V}}{n_{тел} \cdot \rho_{л}}\right)^{\frac{2}{3}} \cdot \frac{1}{n_{тел} \cdot \rho_{л}} \cdot \left(\frac{\Delta V}{2}\right)\right)^2}=1,627 \cdot 10^{-4} \text{ м},$$

где $V_{исх}$ – начальное значение объема стока жидкости, мл; ΔV – половина цены деления измерительной мензурки, равна 0,25 мл.

Отсюда следует, что полученное расчетным путем значение среднего диаметра вычислено с абсолютной погрешностью 0,163 мм и записывается как $14 \pm 0,163$ мм.

Погрешность определения плотности теплового потока находится также путем взятия частной производной функции 2.16, с учетом формулы 2.17 расчета диаметра:

$$\Delta y_q = \sqrt{\left(\frac{\rho_{\text{л}}^{\frac{1}{3}} \cdot q_{\text{плав}}}{n_{\text{тел}}^{\frac{5}{3}} \cdot \tau \cdot p} \cdot \frac{1}{3} \cdot (V_{\text{исх}} - \bar{V})^{\frac{2}{3}} \cdot \left(\frac{\Delta V}{2} \right) \right)^2} = 6,097 \text{ Вт/м}^2,$$

Потому результат расчета среднего отводимого теплового потока можно записать в виде $q = 1716 \pm 6,1 \text{ Вт/м}^2$. Относительная погрешность косвенного измерения теплового потока составит:

$$\varepsilon_q = \frac{\Delta y_q \cdot 15}{\sum_{i=1}^k q_i} \cdot 100 = 0,355 \text{ \%}.$$

Согласно технической характеристике используемого мультиметра и термопары значение относительной погрешности измерений температуры составляет $\varepsilon_m = 3\%$.

Согласно формуле 2.19, коэффициент конвективной теплоотдачи определен как частное отводимого теплового потока и разности температур, соответственно основываясь на формулах упрощённого расчета относительных погрешностей для часто встречающихся случаев [102] рассчитаем относительную погрешность определения коэффициента теплоотдачи:

$$\varepsilon_\alpha = \varepsilon_q + \varepsilon_m = 0,36 + 3 = 3,36 \text{ \%}.$$

Определение средней скорости среды у поверхности тел.

В начальный момент времени тела находятся на расстоянии 42 мм от сопел истечения. В конечный же момент времени, по мере плавления тел, это расстояние увеличивается до 45 мм. Вместе с тем, форма тел изменяется, и верхняя грань кубиков уже не находится на оси истечения, где наблюдается максимальная скорость струи, а несколько ниже. Наглядное представление размеров и расположения тел относительно сопла истечения в начале и конце эксперимента представлены во 2 главе на рисунке 2.11. Изменение средней скорости натекания

воздуха согласно зависимости (2.22) на исследуемые тела представлено на рисунке 3.4.

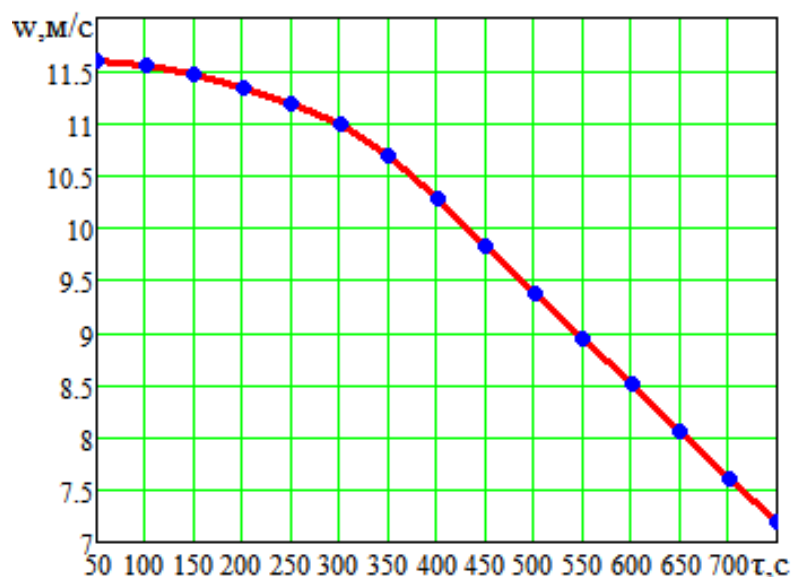


Рисунок 3.4 – Изменение средней скорости у поверхности тел

Резкое падение скорости обусловлено отдалением тела от сопла истечения, а также от оси струи в следствие уменьшения размеров.

Имея вышеуказанные данные, согласно методике раздела 2, переходим к вычислению критериев подобия по уравнениям (2.23) и последующему представлению их в декартовой системе координат в зависимости от времени (рисунке 3.5).

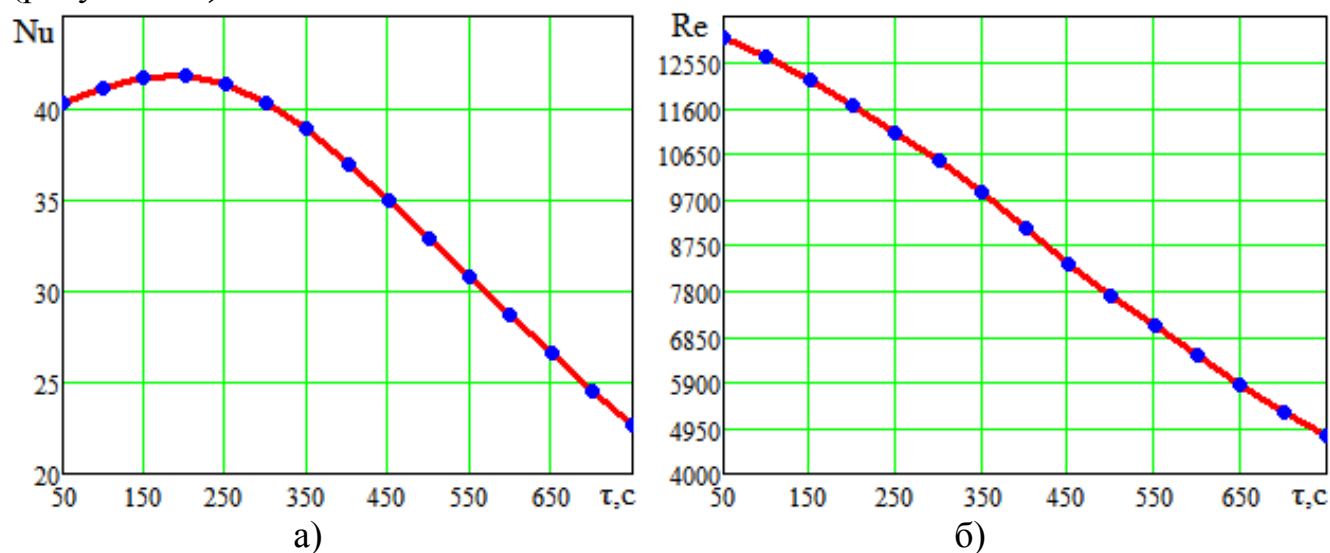


Рисунок 3.5 – Изменение критериев подобия в исследуемом процессе

На основании полученных расчетных данных для безимпульсного режима составлена таблица 3.1, в которую вошли значения основных параметров процесса и критерии подобия, взятые через каждые 100 секунд.

Таблица 3.1 – Экспериментально полученные значения характерных физических величин и критериев подобия для безымпурсного режима обдува тел кубической формы

Время, с	Средняя скорость среды около поверхности тела, м/с	Значение коэффициентов теплоотдачи Вт/(м²·К)	Диаметр тел, м	Значения характерных критериев		
				Re	Pr _{ст}	Nu
50	11,59	61,52	0,017	13055	0,703	40,28
150	11,46	67,37	0,016	12197		41,68
250	11,18	71,60	0,015	11081		41,27
350	10,69	72,43	0,014	9854		38,81
450	9,82	70,46	0,013	8361		34,89
550	8,94	67,06	0,012	7058		30,76
650	8,06	62,88	0,011	5867		26,6
750	7,19	58,48	0,01	4795		22,68

В качестве формы определяемого критериального уравнения принят стандартный для вынужденной конвекции шаблон (2.24):

$$Nu = f(Re, Pr) = a \cdot Re^b \cdot Pr^{0.36} \cdot \left(\frac{Pr_{ж}}{Pr_{ст}} \right)^{0.25}. \quad (3.1)$$

Изменение во времени критериев Re, Nu установлено при помощи стандартных зависимостей с учетом теплофизических характеристик воздуха при соответствующей температуре и определенных ранее величин $d(\tau)$, $\alpha(\tau)$, $w_{cp}(\tau)$. Значения критериев для моментов времени взятых через каждые 100 с представлены в таблице 3.1.

Значения коэффициентов b и $\ln(c)$, согласно методике раздела 2, составляют 0,62 и -2,088 соответственно. Имея численное значение комплекса c, из него определено значение множителя a, которое равно 0,141.

Графическое представление обработки экспериментальных данных и нанесенная аппроксимирующая прямая представлены на рисунке 3.6.

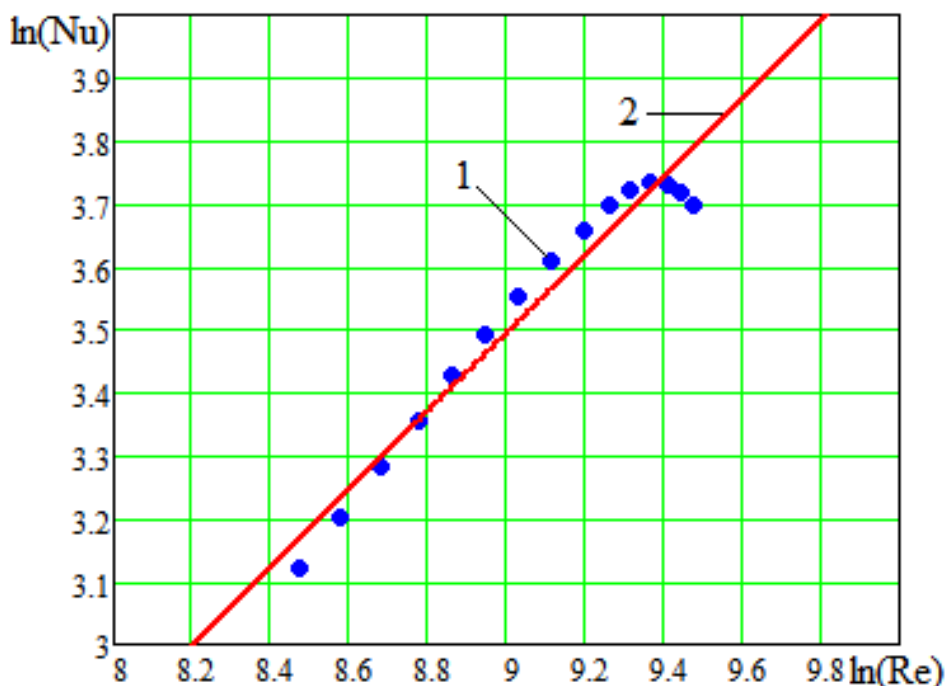


Рисунок 3.6 – Решение в логарифмических координатах

где 1 – точечные значения логарифмов Nu , Re ; 2 – аппроксимирующая прямая.

В конечном итоге получаем критериальное уравнение, описывающее конвективный теплообмен для случая безимпульсного обдува кубических тел:

$$Nu = 0,14 \cdot Re^{0,62} \cdot Pr_{ж}^{0,36} \cdot \left(\frac{Pr_{ж}}{Pr_c} \right)^{0,25}.$$

Результаты исследования конвективного теплообмена в печах камерного типа опубликованы в работах [104], [105].

Для качественной оценки аппроксимации воспользуемся формулами для нахождения коэффициентов детерминации R^2 и корреляции r [89]. Указанные показатели составили 0,94 и 0,97 соответственно. Согласно шкале Чеддока [106], нахождение r в интервале $0,9 < r < 0,99$ свидетельствует о весьма высокой качественной характеристике силы связи между полученными значениями при аппроксимации и данными, полученными в ходе проведения эксперимента, а также о том, что данную выборку значений справедливо обрабатывать линейной функцией.

Исследования для тел цилиндрической формы

Наряду с исследованиями конвективного теплообмена для тел кубической формы проведен эксперимент с использованием тела цилиндрической формы, имитирующего валок, помещенный в печь термообработки. Физические размеры исследуемого тела выбраны согласно геометрическому подобию реальному объекту и составили 210 мм в длину и 62 мм в диаметре. Аналогично эксперименту с телами кубической формы цилиндр размещался на решетчатую подину установки, включался нагнетатель и секундомер. В течение 27 минут каждые 15 секунд снимались показания стока жидкости. График стока жидкости во времени представлен на рисунке 3.7.

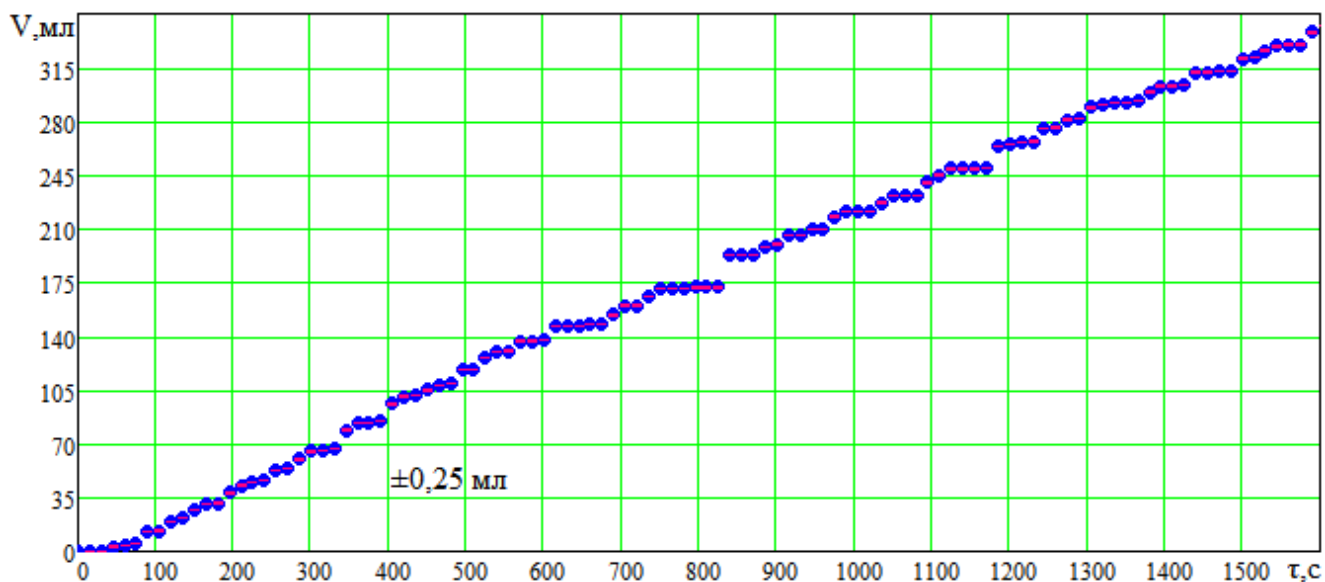
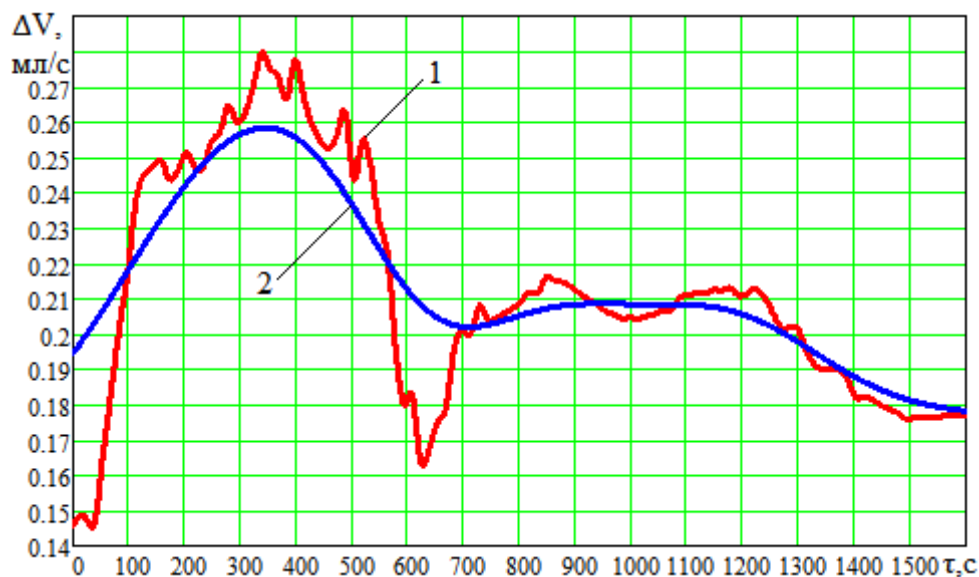


Рисунок 3.7 – График стока жидкости в эксперименте с цилиндрическим телом

На рисунке 3.7 точками представлен массив экспериментальных значений, но перед последующей обработкой полученных данных, как и в первом случае, они были регуляризованы и полученные значения нанесены на этот же график в виде сплошной кривой.

Согласно формуле (2.28) для определения изменения диаметра тела необходимо вычислить изменения значений величины скорости прироста объема воды в мензурке $\frac{ur_i - ur_{i-1}}{\Delta\tau}$. Для этого значения были предварительно регуляризованы при помощи распределения Гаусса, которое вычисляет локально

взвешенные средние значения исходного вектора значений [89]. Регуляризация скорости прироста объема представлена на рисунке 3.8.



- 1 – экспериментальные значения величины скорости прироста объема;
2 – регуляризованная кривая значений.

Рисунок 3.8 – Регуляризация экспериментальных значений объемов воды в мензурке распределением Гаусса

Согласно формуле (2.28) получено изменение диаметра тела в течение проведения эксперимента. Результаты представлены на рисунке 3.9.

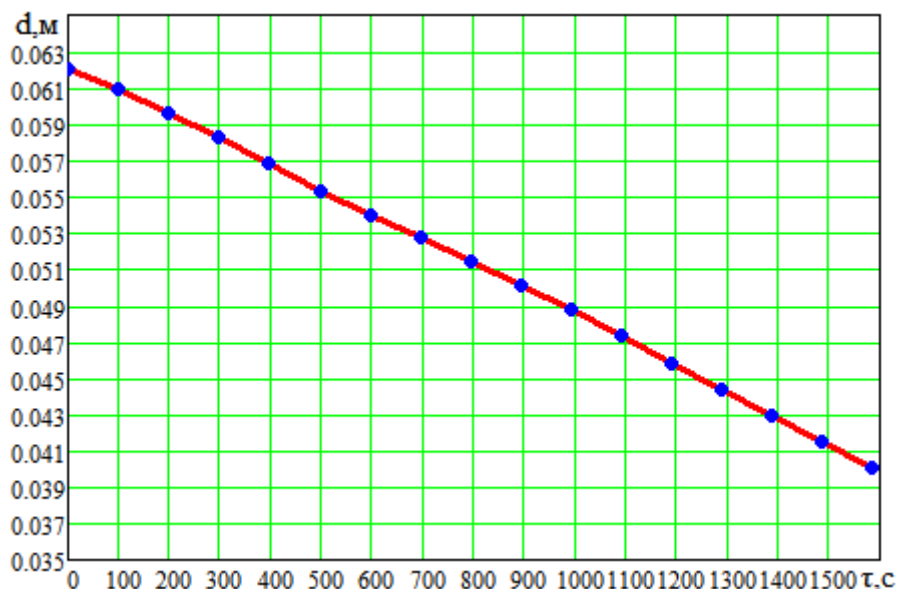


Рисунок 3.9 – Изменение диаметра исследуемого тела

На основании вышеизложенной методики и полученных данных по формуле (2.30) можно определить изменение среднего коэффициента теплоотдачи α в

течение проведения эксперимента. Графическая зависимость представлена на рисунке 3.10.

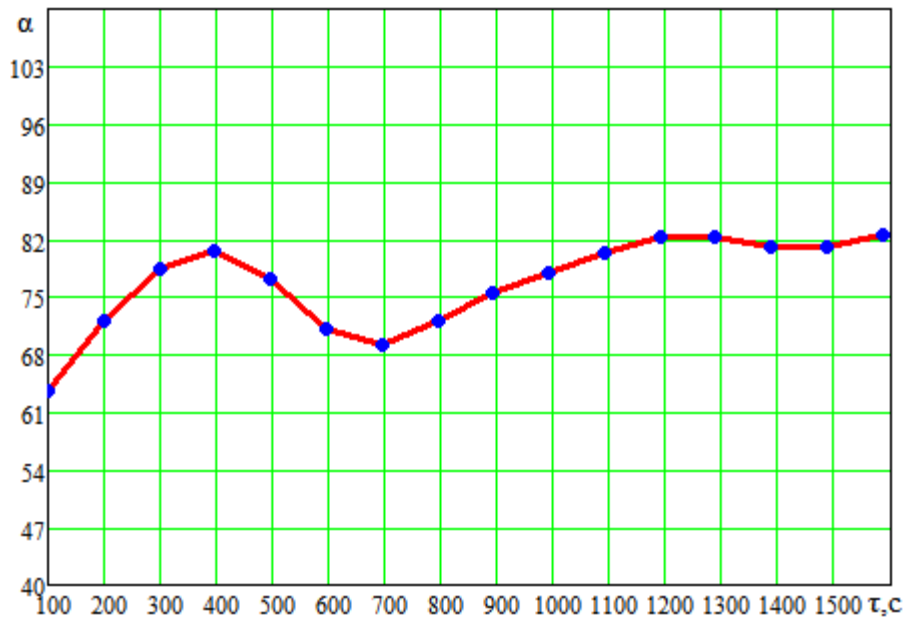


Рисунок 3.10 – График изменения коэффициента конвективной теплоотдачи в эксперименте с цилиндрической заготовкой

Для составления на основе полученных экспериментальных данных критериальной зависимости, описывающей конвективный теплообмен, необходимо определить изменение во времени скорости натекания воздуха на исследуемое тело. По формуле (2.29) определяем среднюю скорость по пятну на расстоянии удаления оси цилиндра от сопла истечения и представляем в виде графика на рисунке 3.11.

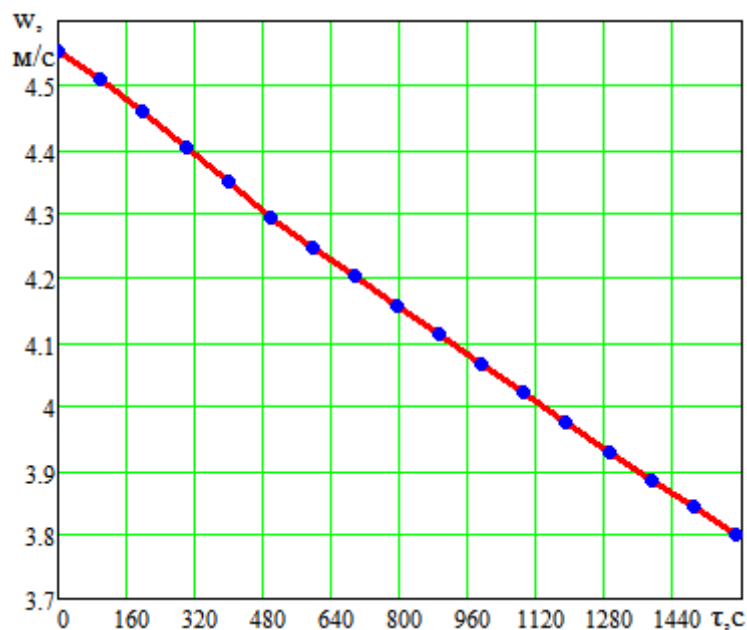


Рисунок 3.11 – Изменение средней скорости натекания

Значения критериев подобия вычислены по традиционным зависимостям (2.23) с учетом теплофизических характеристик воздуха при соответствующей температуре и определенных ранее величин $d(\tau)$, $\alpha(\tau)$, $w_{cp}(\tau)$, где в качестве характерного линейного размера тела использовался диаметр цилиндра. Результаты вычислений представлены на рисунке 3.12.

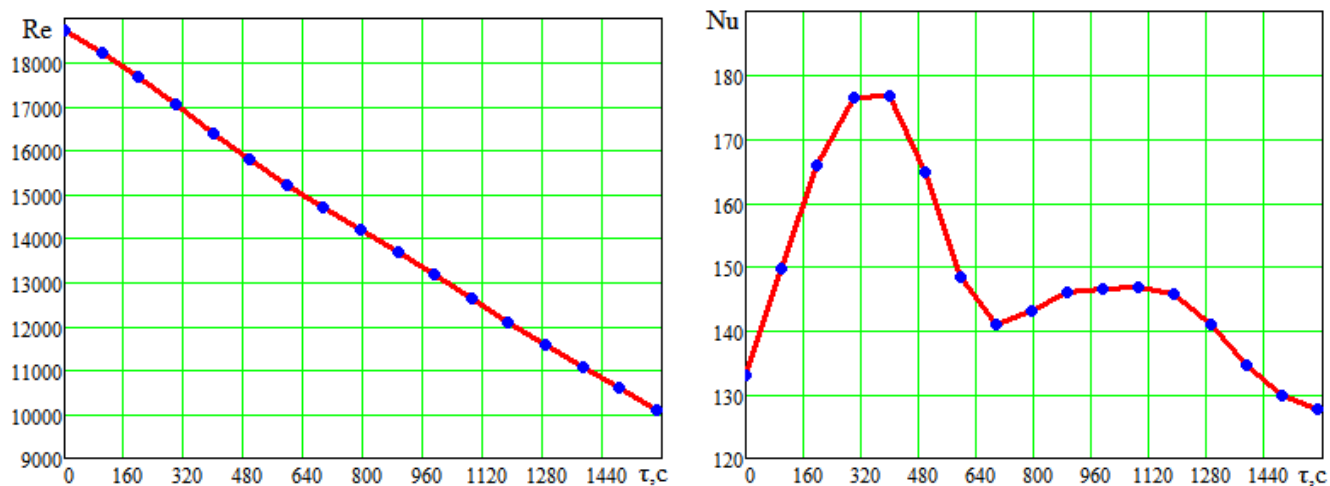


Рисунок 3.12 – Критерии подобия в эксперименте с цилиндрическим телом

Значения критериев для моментов времени взятых через каждые 200 с представлены в таблице 3.2.

Таблица 3.2 – Экспериментально полученные значения характерных физических величин и критериев подобия для безымпурсного режима обдува тел цилиндрической формы

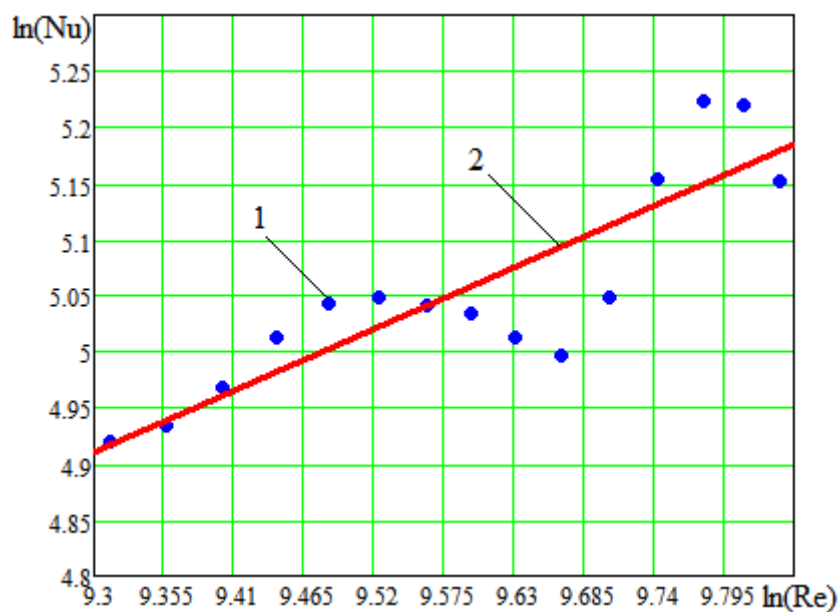
Время, с	Средняя скорость среды около поверхности тела, м/с	Значение коэффициентов теплоотдачи Вт/(м ² ·К)	Диаметр цилиндра, м	Значения характерных критериев		
				Re	Pr _{ст}	Nu
1	4,553	55,6	0,062	18744	0,703	133,1
200	4,458	72,15	0,06	17652		166,1
400	4,347	80,55	0,057	16381		176,5
600	4,244	70,89	0,054	15198		147,6
800	4,154	72,29	0,051	14169		143,4
1000	4,062	78,05	0,049	13114		146,5
1200	3,969	82,39	0,046	12045		145,4
1400	3,879	81,02	0,043	11012		133,7
1600	3,792	83,11	0,04	10037		127,6

В качестве формы определяемого критериального уравнения принят стандартный для вынужденной конвекции шаблон:

$$Nu = f(Re, Pr) = a \cdot Re^b \cdot Pr^{0.36} \cdot \left(\frac{Pr_{ж}}{Pr_{ст}} \right)^{0.25}. \quad (3.2)$$

Значения коэффициентов b и $\ln(c)$, согласно методике раздела 2, составляют 0,499 и 0,271 соответственно. Имея численное значение комплекса c , из него определено значение множителя a , которое равно 1,49.

В связи с тем, что физическая модель имеет некоторое запаздывание стока жидкости в начальный момент времени принято решение исключить из рассмотрения первые 200 секунд времени, что составляет 15% от всего времени эксперимента. Графическое представление обработки экспериментальных данных и нанесенная аппроксимирующая прямая представлены на рисунке 3.13.



1 – экспериментальные значения логарифмов Nu и Re .

2 – аппроксимирующая прямая.

Рисунок 3.13 – Решение в логарифмических координатах.

Для оценки качества аппроксимации по формуле (2.25) был определен коэффициент детерминации R^2 , который составил 0,74, и коэффициент корреляции r , равный 0,86. Согласно шкале Чеддока [106], нахождение r в интервале $0,7 < r < 0,9$ свидетельствует о высокой степени связи и о том, что данную выборку значений справедливо обрабатывать линейной функцией.

Таким образом, конвективный теплообмен при поперечном двустороннем обтекании цилиндрического тела описывается уравнением вида:

$$Nu = 1,49 \cdot Re^{0,5} \cdot Pr_{ж}^{0,36} \cdot \left(\frac{Pr_{ж}}{Pr_{ст}} \right)^{0,25}.$$

Полученные уравнения будут справедливы для камерных печей, геометрически подобных экспериментальной установке и с аналогичной картиной натекания воздуха на заготовки.

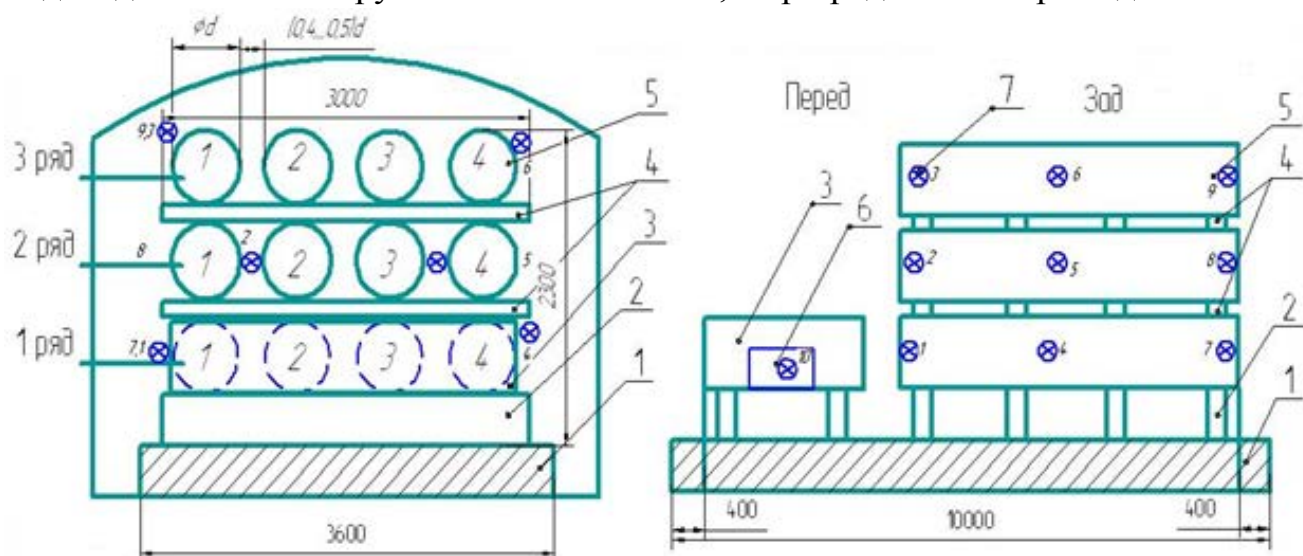
Сравнивая экспериментально полученные коэффициенты теплоотдачи с аналогичными коэффициентами, полученными при помощи уравнения для описания конвективного теплообмена при одностороннем обдуве для тех же исходных данных можно сделать вывод об усилении конвективной составляющей в среднем в 1,994 раза, что справедливо согласуется с двусторонней подачей среды. Можно утверждать, что при таком варианте обдува минимизированы зоны, в которых наблюдается отрыв потока от поверхности обдуваемого тела, которые существенно понижали локальные значения коэффициента теплоотдачи.

Полученные критериальные уравнения используются для определения, усредненного по поверхности тел коэффициента конвективной теплоотдачи от поверхности обдуваемых тел при задании граничных условий в математической модели.

3.2 Подтверждение адекватности разработанной математической модели

Для подтверждения адекватности разработанной математической модели совместно со специалистами ЗАО «Термосталь» (Российская Федерация) проведены термометрические эксперименты на мощностях предприятия ОАО «Юргинский машзавод». Объектом исследования стала термическая печь с выкатным подом, поставленная ЗАО «Термосталь» в декабре 2013 года, имеющая размеры пода 3,6x10 метров. Данная печь расположена в кузнечно-прессовом цехе и предназначена для термической обработки заготовок. В печи реализуют нагрев, выдержку и охлаждение изделий перед дальнейшей обработкой.

Исследование температурного состояния поверхностей заготовок производилось при помощи 10 гибких термопар типа ТХА, приваренных к поверхности заготовок. Для слежения за температурой печной атмосферы в своде печи расположены три термопары. В качестве исследуемых тел выбраны типовые цилиндрические заготовки с диаметрами от 360 до 470 мм и длинами от 3000 до 6820 мм. Вместе с обрабатываемыми заготовками в печи размещался лоток с различными изделиями в форме шаров и кубов. Суммарная масса садки печи составила 119161 кг, из которой 81358 кг металла заготовок, остальная масса - подкладки. В печь загружались 12 заготовок, в три ряда по четыре изделия. Схема



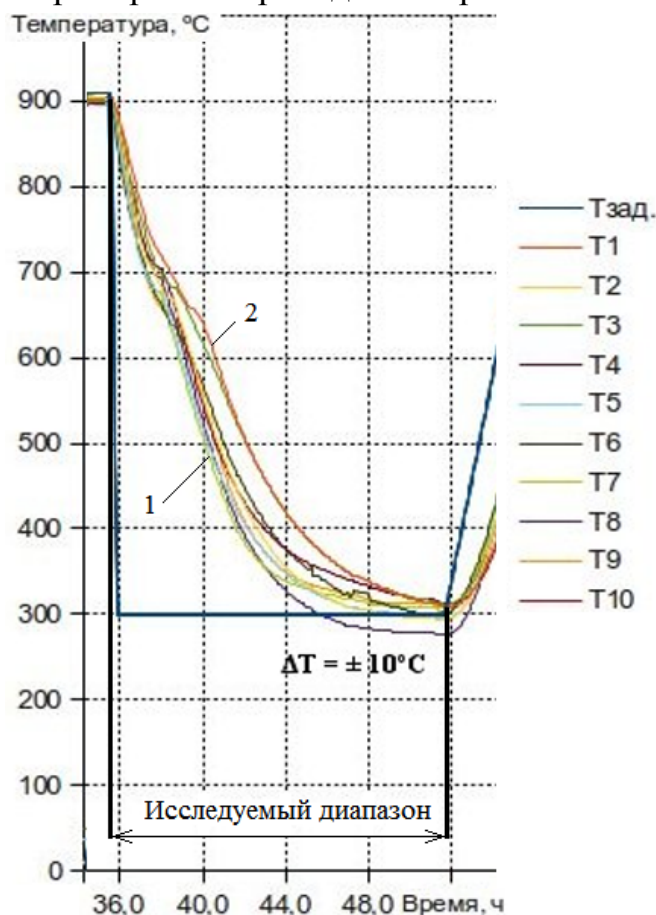
укладки поковок на подине печи и размещения гибких термопар представлена на рисунке 3.14.

1 – подина; 2 – подложка $h=450$ мм; 3 – лоток для кубиков; 4 – подложка $h=100$ мм; 5 – поковка; 6 – свидетель; 7 – гибкая термопара.

Рисунок 3.14 – Схема расположения заготовок и термопар в печи

Во время прогонки печи осуществлялся ступенчатый нагрев заготовок с целью усреднения температур по сечению. В печи расположены 11 горелок типа ГТС-60, устанавливаемых в составе блоков БИНОМ в боковых стенах печи в один ряд по высоте в шахматном порядке. После достижения поверхностью металла температуры 900 градусов Цельсия отключалась подача газа, а воздух продолжал подаваться через сопла горелок и дополнительно через сопла блоков БИНОМ. Воздухоснабжение печи осуществляется от индивидуального вентилятора типа Р4М-N5M2W-RBV.

Результаты измерения температуры в течение процесса представлены на рисунке 3.15. Полная термограмма приведена в приложении Б.



1, 2 – кривые температур поверхностей заготовок наименьшего и наибольшего диаметров соответственно

Рисунок 3.15 – Термограмма температурного состояния заготовок в печи при термической обработке

На графике видно, что для заготовки, имеющей средний диаметр из представленного диапазона – 0,45 м, процесс воздушного охлаждения в диапазоне температур 900 – 300 градусов длится около 15 часов, после чего температура поверхности заготовки среднего диаметра достигает конечного значения. Исследуемый диапазон охлаждения выделен на рисунке 3.15.

Для учета расхода воздуха на охлаждение в воздушном коллекторе присутствует датчик давления и о текущем расходе возможно судить по напорно-расходной характеристике используемого нагнетателя (рисунок 3.16). В течение проведения эксперимента давление в воздушном коллекторе изменялось в диапазоне 3,6-6 кПа. Для задания граничных условий в математическую модель и

соответствия составленной модели реальным условиям проведения экспериментальной прогонки печи выполнена аппроксимация графика изменения давления. Полученные значения и исходный график изменения давления в воздушном коллекторе представлены на рисунке 3.17.

Согласно напорно-расходной характеристике (рисунок 3.17) установленного нагнетателя расход воздуха в процессе воздушного охлаждения изменялся в диапазоне 17 – 26 тыс. м³/ч.

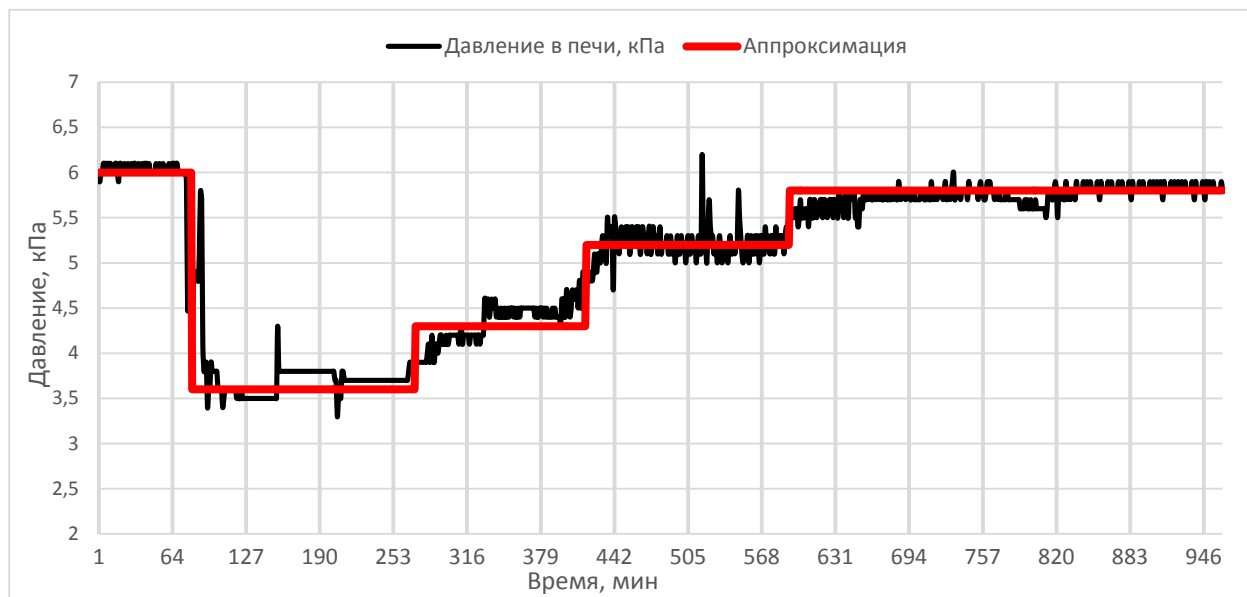


Рисунок 3.16 – График изменения давления воздуха в коллекторе печи.

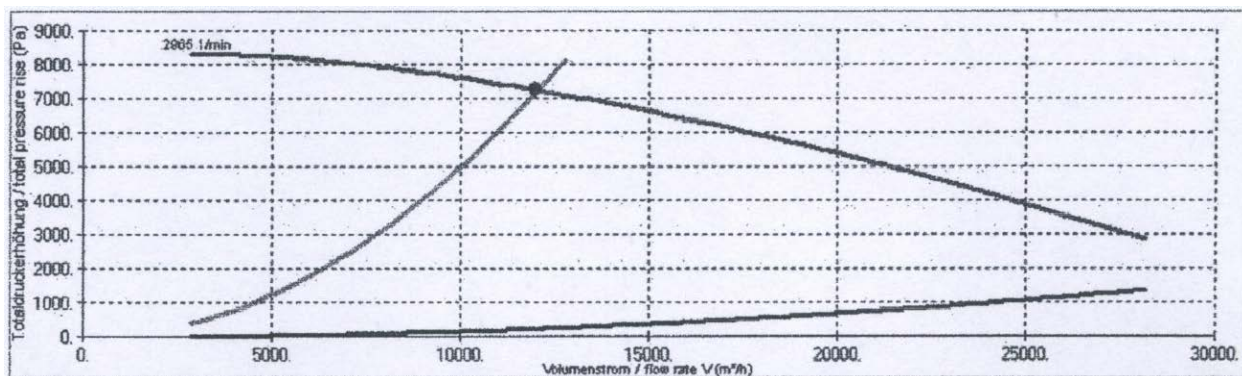


Рисунок 3.17 – Напорно-расходная характеристика нагнетателя.

Приняв данные значения параметров за эталонные для ориентира математической модели можно проверить точность вычислений последней.

Для этой цели в качестве условий однозначности в математическую модель заложены следующие значения параметров:

Полный объем камеры печи – 97,2 м³; площадь кладки – 145,44 м²; усредненный диаметр изделия – 0,45 м; начальная температура слитка – 900 °С по

всей толщине; конечная температура поверхности – 300 °С; футеровка стен и свода печи – керамоволокнистый материал: $\lambda = 0,2$ Вт/(м·К), $c=1130$ Дж/(кг·К), $\rho=200$ кг/м³; футеровка подины печи – шамотный кирпич: $\lambda = 1,1$ Вт/(м·К), $c=2410$ Дж/(кг·К), $\rho=1850$ кг/м³.

Расход воздуха на охлаждение задавался как функция времени согласно рисунка 3.16, 3.17.

Результатом проведения численного эксперимента стало поле температур по толщине заготовки условного диаметра во времени. Полученный график представлен на рисунке 3.18.

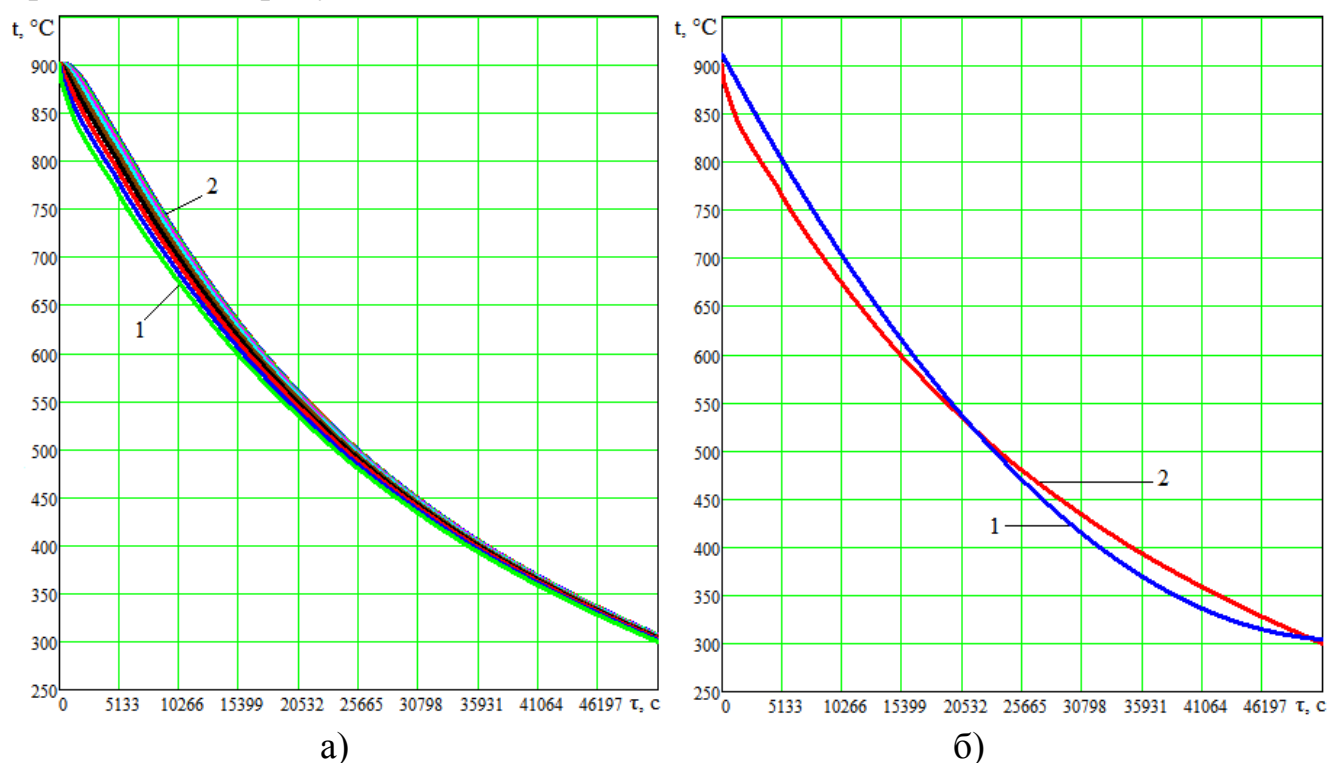


Рисунок 3.18 – Температурное поле заготовки и температуры поверхностей реального цилиндра и смоделированной заготовки.

На рисунке 3.18а 1 – температура поверхности заготовки, 2 – температура центра. На рисунке 3.18б 1 – температура поверхности реальной заготовки среднего диаметра в печи, 2 – температура поверхности заготовки усредненного диаметра, полученная при помощи математической модели, °С. Остальные линии на рисунке 3.18а соответствуют слоям, взятым через 50 мм между центром и наружной границей изделия.

Как видно из полученных данных время охлаждения составляет 14,3 часа, что справедливо согласуется с представленными выше термограммами в пределах 5% погрешности и является допустимым.

Для оценки качества математической модели принято использовать коэффициент детерминации, который показывает, какая доля вариации объясняемой переменной исходной функции учтена в математической модели и обусловлена влиянием на нее факторов, включенных в модель. Для рассматриваемого случая коэффициенты детерминации R^2 и корреляции r составили более 0,96, что подтверждает достаточно высокую степень сходства температур поверхностей [106].

Разработанная математическая модель определения теплового состояния заготовок и футеровки термической печи при воздушном охлаждении металла в 2015 г. внедрена на ЗАО «Термосталь» г. Санкт-Петербург (приложение В).

3.3 Исследование процесса воздушного охлаждения при помощи математического моделирования

3.3.1 Исследование влияния параметров футеровки на продолжительность воздушного охлаждения

В первом разделе показано существенное влияние типа футеровки на процесс воздушного охлаждения. В настоящее время отсутствуют количественные представления о влиянии параметров футеровки на длительность воздушного охлаждения в печах.

Для анализа влияния типа футеровки на продолжительность воздушного охлаждения проведены численные эксперименты для трех типов футеровки в одной и той же печи с использованием разработанной математической модели [107]:

- использование полностью плотной футеровки из шамотного кирпича, толщиной 1 метр;

- использование подины из огнеупорного бетона, а свод и стены из керамоволокна толщиной 0,2 метра (наиболее распространенная компоновка для современных промышленных печей);

- использование керамоволокнистого покрытия всех стен, свода и подины печи – как концептуальный подход (полностью керамоволокнистая подина может быть создана путем размещения садки на отдельных бетонных подставках и заполнения остальной части подины керамоволокнистыми матами).

В качестве исследуемых тел выбраны типичные садки печи, состоящие из двух (а), четырех (б) и шести (в) цилиндрических заготовок диаметром 1 метр и длиной 6 метров. В данной модели исследована часть операции термообработки, а именно участок воздушного охлаждения от 650 до 450 °С. Марка исследуемой стали: сталь 40. Также выделены четыре характерные расхода воздуха на охлаждение: 5, 10, 15 и 20 тыс. м³/ч. В результате проведены 36 различных численных экспериментов и полученные результаты представлены в удобном для сравнения виде (рисунок 3.19 а, б, в).

Из рисунков видно, что использование керамоволокна взамен плотного огнеупора существенно снижает требуемое время охлаждения. Например, комбинированная футеровка (керамоволокнистое покрытие свода и стен и плотная подина) позволяет сократить продолжительность воздушного охлаждения на 31 – 45 % по сравнению со случаем, когда вся футеровка выполнена из плотного огнеупора, в зависимости от расхода воздуха и массы садки печи. Дальнейшее сокращение продолжительности охлаждения может быть достигнуто с переходом от комбинированной футеровки к концептуальной полностью керамоволокнистой футеровке, при этом дополнительное сокращение продолжительности операции будет составлять от 10 до 22 % в зависимости от тех же параметров. Также установлено, что в пределе при переходе от полностью плотного огнеупора к концептуальной полностью керамоволокнистой футеровке ускорение операции воздушного охлаждения составит 44-52% в зависимости от расхода охладителя и массы садки печи.

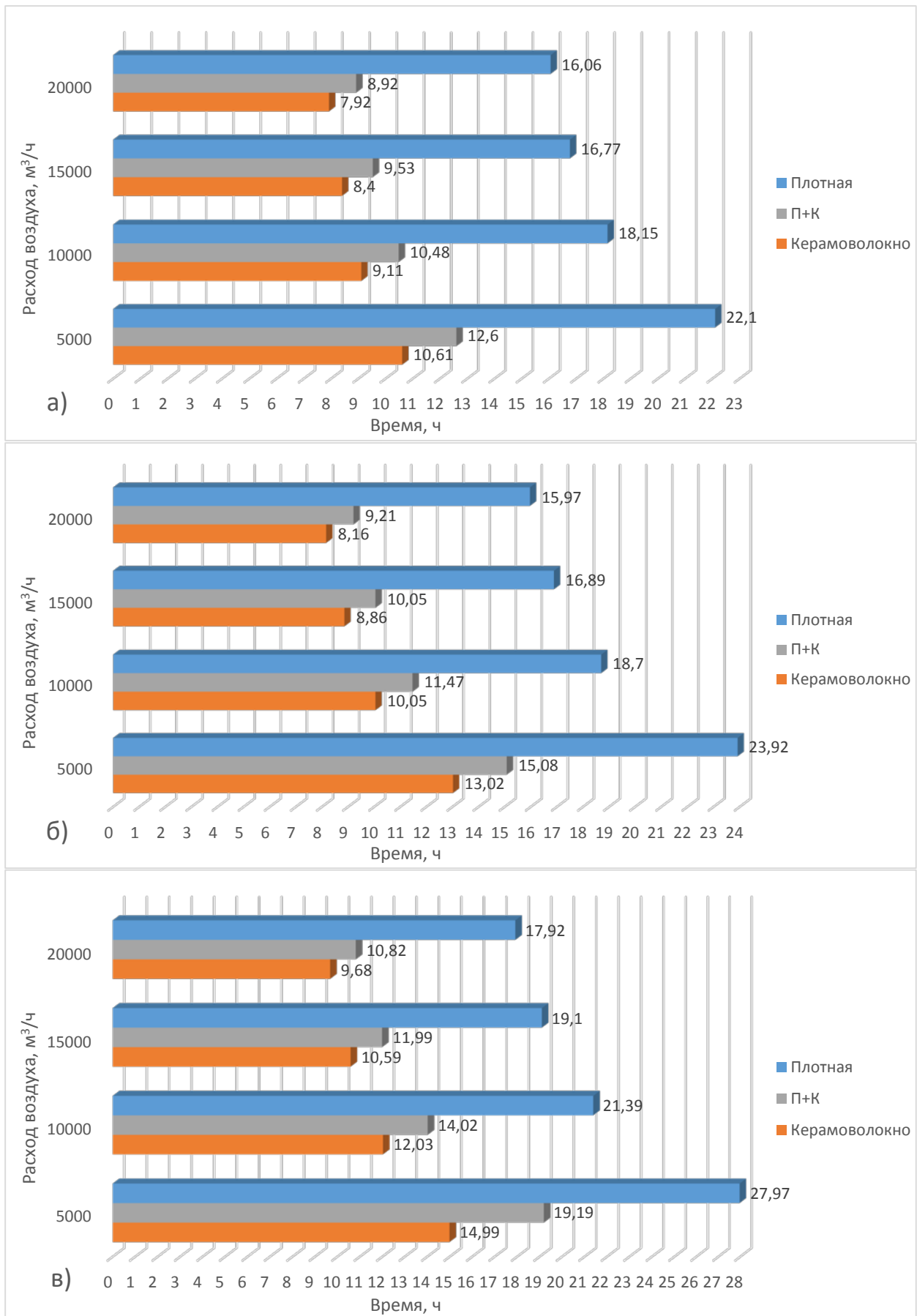


Рисунок 3.19 – Сравнение времени охлаждения при различных параметрах футеровки

Сравнивая полученные результаты с работой [108], в которой авторы исследовали влияние новых огнеупорных материалов (муллитокремнеземистое волокно) в высокотемпературных агрегатах на технологические параметры операции можно отметить сходимость полученных данных с точки зрения сокращения времени выхода агрегата на требуемую температуру, времени охлаждения, за счет снижения аккумуляции тепла футеровкой в среднем на 30%, снижения теплового потока через стены и свод печи на 8-10%, что в конечном итоге приводит к снижению потребления газа до 20-30%.

Таким образом, получена информация о влиянии параметров футеровки на продолжительность воздушного охлаждения, показаны способы ускорения данной операции. Эта информация имеет большое практическое значение, так как в современных условиях одним из лимитирующих звеньев многих видов термической обработки массивных изделий является скорость охлаждения.

3.3.2 Исследование механизма теплоотдачи от металла при воздушном охлаждении

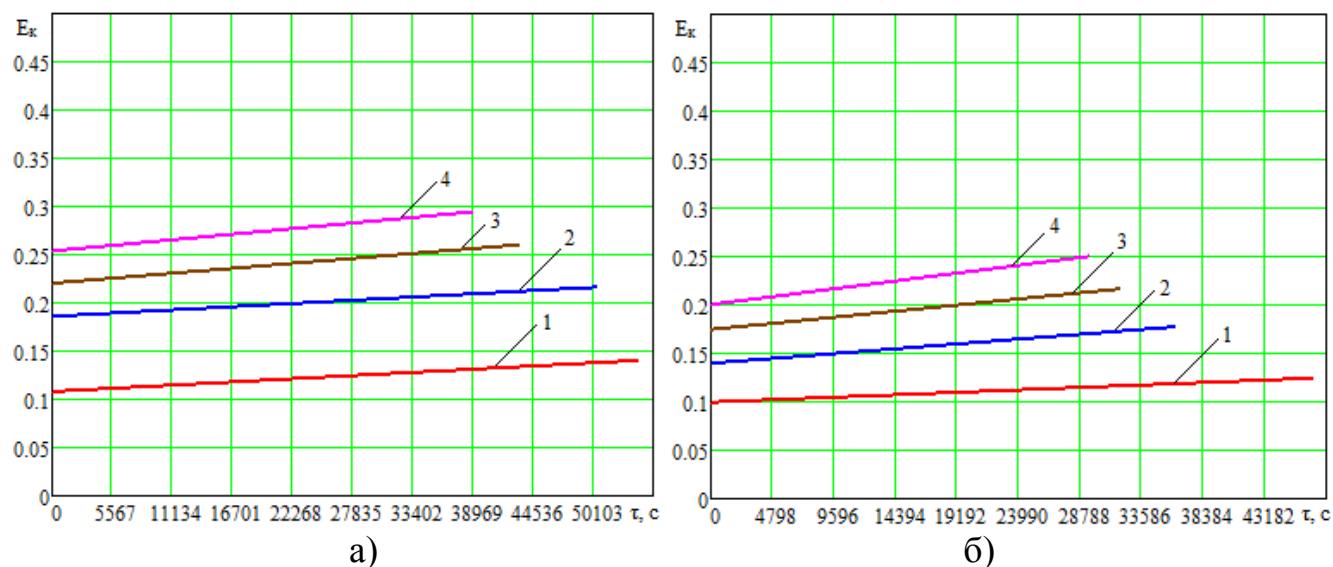
Как было указано ранее, при воздушном охлаждении металла имеют место все три вида теплообмена: теплопроводность – в местах контакта металла с подкладками, конвекция – при омывании поверхности заготовок охлаждающим воздухом, лучистый теплообмен – между поверхностями металла и футеровки. Важным является определение доли каждого вида теплообмена в общей структуре отводимого тепла от металла для того, чтобы иметь возможность в дальнейшем более эффективно влиять на интенсификацию процесса охлаждения.

Следует отметить, что первый тип теплообмена занимает наименьшую долю в связи с малой поверхностью контакта обрабатываемых заготовок с подкладками, поэтому принято не учитывать передачу тепла теплопроводностью при воздушном охлаждении металла. Сами подкладки можно рассматривать как заготовки с эквивалентным диаметром.

Исследование соотношения конвективной и лучистой составляющих проводим с использованием разработанной во 2 разделе математической модели

при задании граничных условий конвективного теплообмена, учтенного при помощи выражения 2.11, а лучистого – при помощи выражения 2.10 [109].

На рисунке 3.20 представлено отношение плотности теплового потока, отводимого конвективным способом отнесенное к общему тепловому потоку, отводимому от тела для средней садки из четырех цилиндрических заготовок, диаметром 1 метр и длиной 6 метров, охлаждаемых в камерной печи типичной формы от 650°C до 450°C для наиболее распространенного типа компоновки футеровки – плотная подина и керамоволокно на стенах и свода (рисунок 3.20 а), а также представлена аналогичная зависимость для концептуальной компоновки – полная футеровка камеры печи из керамоволокна (рисунок 3.20 б).



1, 2, 3, 4 – кривые, соответствующие изменению конвективной доли для расходов охлаждающего воздуха 5, 10, 15 и 20 тыс. м³ соответственно; а) для случая покрытия стен и свода керамоволокном, подина – плотный огнеупор; б) все внутренние поверхности печи покрыты керамоволокном

Рисунок 3.20 – Доля конвективной составляющей в общем количестве отводимой теплоты

Из рисунка видно, что в течение процесса охлаждения доля конвективной составляющей колеблется в диапазоне 10-30%, остальное же тепло передается излучением на стены, свод и подину печи, откуда удаляется охлаждающим воздухом при помощи конвекции. Из графиков видно, что при малых расходах охлаждающего воздуха доля конвективной составляющей наиболее низка в виду

малых значений коэффициентов конвективной теплоотдачи как для охлаждающегося металла, так и для футеровки, с которой удаляется тепло. При повышении расхода в значительной мере растут коэффициенты конвективной теплоотдачи, в отличие от коэффициентов лучистого теплообмена, которые остаются приблизительно теми же и это приводит к росту доли конвективной составляющей в общем количестве удаляемой теплоты из печи.

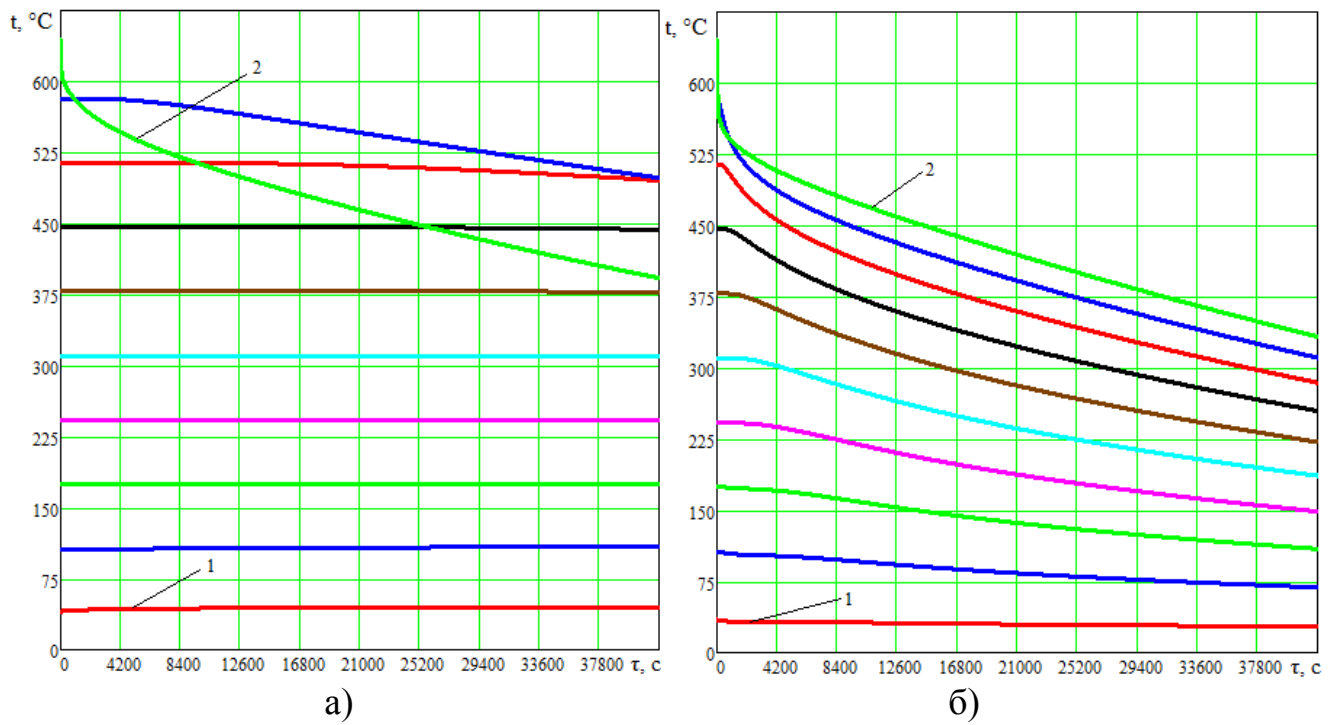
Установление данной закономерности позволяет объяснить результаты, полученные в пункте 3.3.1, связанные с влиянием типа футеровки на продолжительность операции воздушного охлаждения. Такое существенное влияние имеет место в связи с тем, что в общей структуре отводимого тепла доминирует лучистый теплообмен. Для более детального вскрытия этой закономерности проведен анализ температурных полей футеровки и заготовок при охлаждении металла в печи с комбинированным типом футеровки в течение процесса охлаждения. Изменение температуры футеровки по толщине при охлаждении четырех цилиндрических заготовок в диапазоне температур 650-450°С расходом воздуха в 15 тыс. м³/ч, представлено на рисунке 3.21.

Остальные линии на рисунке 3.21 соответствуют слоям, взятым через 111 мм (а) и через 22 мм (б) между внутренней и наружной поверхностью плотной и керамоволокнистой футеровками соответственно.

На данном рисунке видно, что плотная часть футеровки остывает медленнее и по толщине в целом она более горяча чем керамоволокнистая часть.

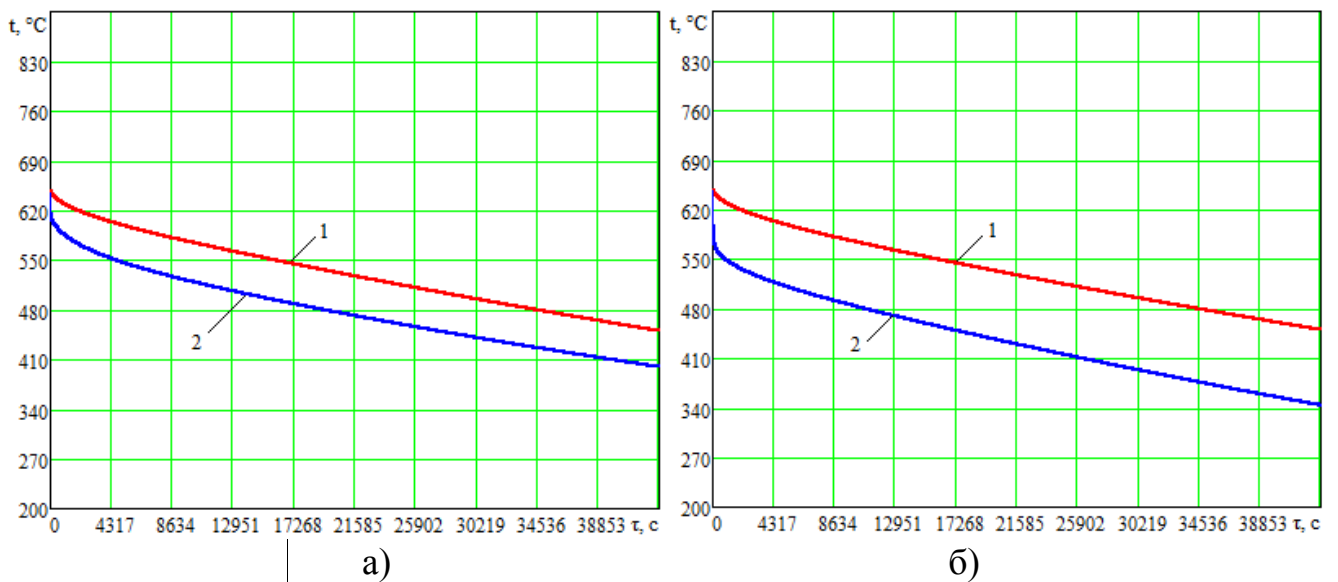
Благодаря сравнению изменения разницы температур поверхности металла и внутренней поверхности каждого типа футеровки можно отметить, что для керамоволокна эта разность будет больше, что приводит к снятию большего количества тепла с металла и, как следствие, более быстрому охлаждению. На рисунке 3.22 представлены сравнения разности вышеуказанных температур для случая охлаждения металла в печи с комбинированным типом футеровки.

Аналогичные графики можно получить для печей из полностью плотной или керамоволокнистой футеровки.



1 – температуры наружной части футеровки; 2 – температуры внутренней части футеровки; а) температурное поле плотной футеровки; б) температурное поле керамиволокнистой футеровки

Рисунок 3.21 – Изменение температуры футеровки различных типов по толщине



1 – изменение температуры поверхности металла; 2 – изменение температуры внутренней поверхности плотной (а) и керамиволокнистой (б) футеровок

Рисунок 3.22 – Изменение температур поверхности металла и внутренней части футеровки во времени

Выводы по разделу 3

1. Получены критериальные уравнения, описывающие конвективный теплообмен в условиях обдува тел кубической и цилиндрической форм в печи в следующем виде:

$$Nu=0,14 \cdot Re^{0,62} \cdot Pr_{ж}^{0,36} \cdot \left(\frac{Pr_{ж}}{Pr_{ст}}\right)^{0,25}; \quad Nu=1,49 \cdot Re^{0,5} \cdot Pr_{ж}^{0,36} \cdot \left(\frac{Pr_{ж}}{Pr_{ст}}\right)^{0,25}.$$

С помощью этих уравнений определяются средние значения коэффициентов конвективной теплоотдачи по поверхности обдуваемых тел для конкретных условий, с целью использования этих величин для задания граничных условий.

2. Подтверждена адекватность разработанной математической модели путем сопоставления данных, полученных при проведении термометрических экспериментов на камерной печи с результатами математического моделирования. Погрешность результатов находится на уровне до 5%.

3. Разработанная математическая модель позволила продемонстрировать на количественном уровне влияние типа футеровки на длительность процесса воздушного охлаждения в печах. Отмечено ускорение операции охлаждения при использовании керамоволокна на всех внутренних поверхностях печи взамен плотного огнеупора на 44-52% в зависимости от расхода воздуха и садки печи. При использовании подины из плотного огнеупора наряду с керамоволокном на стенах по сравнению использования плотных материалов на всех поверхностях сокращение времени охлаждения составит 31-45% в зависимости от тех же параметров. Таким образом показана возможность ускорения операции путем применения концептуальной компоновки футеровки – покрытие основной части подины печи керамоволокном.

4. С использованием разработанной математической модели исследован механизм съема тепла с металла при его воздушном охлаждении в печи. Установлено, что доля конвективной составляющей в общем количестве отводимой теплоты составляет 10-30% в зависимости от расхода воздуха и садки печи, а остальное тепло передается излучением от металла и от футеровки к

охлаждающему воздуху. При этом обосновано почему при использовании керамоволокна в качестве покрытия внутренней камеры печи процесс охлаждения идет быстрее.

РАЗДЕЛ 4

РЕШЕНИЕ ПРАКТИЧЕСКИХ ЗАДАЧ СОВЕРШЕНСТВОВАНИЯ,
ИНТЕНСИФИКАЦИИ И УПРАВЛЕНИЯ ТЕПЛООБМЕННЫМИ ПРОЦЕССАМИ
ПРИ ВОЗДУШНОМ ОХЛАЖДЕНИИ МЕТАЛЛА В ПЕЧАХ4.1 Теплотехнический анализ интенсификации процесса охлаждения металла
в камерных печах при увеличении расхода газообразной среды

На практике часто возникает вопрос о необходимости интенсификации операции воздушного охлаждения металла в печах. Согласно литературным источникам существуют различные способы интенсификации конвективного теплообмена (в частности при охлаждении металла в печах), среди которых скоростная обдувка газовой средой [110], введение турбулизаторов [111-113] импульсные режимы подачи охлаждающей среды [114] и другие. Также для ряда прокатных валков применяют водокапельное охлаждение, в работе [115] исследуется влияние конструктивных и технологических параметров разрабатываемой конструкции охлаждающего устройства для термического упрочнения валков прокатных станов на основании численного моделирования процесса охлаждения.

Наиболее распространенным способом регулирования теплосъема с металла в печах, при воздушном охлаждении, является изменение расхода охлаждающего воздуха.

На основании созданной математической модели, разработанной в разделе 2, проведены численные эксперименты для следующих исходных данных: закладывались одна из типичных конструкций камерной печи с выкатным подом и типичные параметры садки для интервала охлаждения $650 - 450$ °С с геометрическими размерами: длина 6 метров, диаметр 1 метр, количество от 2 до 6 заготовок. Более детально математическая модель описана в работе [116].

При анализе результатов численных экспериментов установлено, что меньшая часть от общего удаляемого из печи количества тепла передается

непосредственно конвекцией от металла к воздуху, основная же часть передается излучением на внутреннюю поверхность футеровки, а оттуда снимается конвекцией охлаждающим воздухом. При обработке методами математической статистики результатов математического моделирования были получены значения итоговых коэффициентов теплоотдачи от металла к воздуху, соответствующие общему количеству снимаемого с металла тепла и в каждый момент времени, отнесенные к разности текущей температуры поверхности металла и температуры воздуха, подаваемого в печь:

$$\alpha_{\text{итог}} = \frac{q_{\text{итог}}}{t_{\text{м}} - t_{\text{св.в}}}.$$

Обработка результатов математического моделирования с учетом комбинированного механизма передачи тепла металлом позволила получить итоговое критериальное уравнение съема тепла с металла с учетом роли футеровки со степенью при критерии Рейнольдса равной 0,4. Уравнение представлено ниже.

$$\text{Nu} = 6,47 \cdot \text{Re}^{0,4} \cdot \text{Pr}_{\text{ж}}^{0,36} \cdot \left(\frac{\text{Pr}_{\text{ж}}}{\text{Pr}_{\text{ст}}} \right)^{0,25}. \quad (4.1)$$

Полученные результаты справедливы для компоновки печи, описанной в подразделе 2.1 и диапазона температур 650 - 450 °С.

Для анализа интенсификации путем увеличения расхода воздуха целесообразно перейти к функциональной зависимости итогового коэффициента теплоотдачи от расхода охлаждающей среды. Поскольку для различных конструктивных параметров камер печей и параметров садки численные значения общего множителя и показателя при критерии Рейнольдса могут несколько изменяться для дальнейших выкладок удобно воспользоваться общим шаблоном критериального уравнения, описывающего итоговый теплообмен при охлаждении металла в печи:

$$\text{Nu} = a \cdot \text{Re}^b \cdot \text{Pr}^c,$$

где a – множитель уравнения; b – показатель степени при числе Рейнольдса; c – показатель степени при числе Прандтля.

Тогда итоговый коэффициент теплоотдачи может быть определен в следующем виде:

$$\alpha = \frac{Nu \cdot \lambda}{\delta} = \frac{a \cdot Re^b \cdot Pr^c \cdot \lambda}{\delta} = \frac{a \cdot k^b \cdot V^b \cdot Pr^c \cdot \lambda}{F^b \cdot \delta^{1-b} \cdot \nu^b} = V^b \cdot d;$$

$$d = \frac{a \cdot k^b \cdot Pr^c \cdot \lambda}{F^b \cdot \delta^{1-b} \cdot \nu^b},$$

где V – расход охлаждающей среды на печь, $\text{м}^3/\text{с}$; k – коэффициент учитывающий снижение скорости среды по сравнению с начальным значением при достижении поверхности обдуваемых тел, $\text{м}/\text{с}$; F – площадь поперечного сечения каналов, из которых вытекает охлаждающая среда, м^2 ; ν – кинематическая вязкость охлаждающей среды, $\text{м}^2/\text{с}$; δ – характерный геометрический размер обтекаемых тел, м ; λ – коэффициент теплопроводности охлаждающей среды, $\text{Вт}/(\text{м} \cdot \text{К})$.

Для оценки интенсификации охлаждения в данной работе предлагается использовать моментальные значения плотности теплового потока, снимаемого с поверхности металла, в некотором условно выделенном базовом и усиленном режимах по следующим зависимостям:

$$q_{\text{баз}} = \alpha_{\text{баз}} \cdot (t_{\text{м}} - t_{\text{ср}});$$

$$q_{\text{ус}} = \alpha_{\text{ус}} \cdot (t_{\text{м}} - t_{\text{ср}}),$$

где $\alpha_{\text{баз}}$, $\alpha_{\text{ус}}$ – итоговые коэффициенты теплоотдачи от поверхности охлаждаемых тел к охлаждающей среде в базовом и усиленном режимах соответственно, $\text{Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$.

Тогда моментальное усиление охлаждения может быть оценено при помощи коэффициента усиления по формуле:

$$\gamma_{\text{ус}}^T = \frac{q_{\text{ус}}}{q_{\text{баз}}} = \frac{\alpha_{\text{ус}}}{\alpha_{\text{баз}}} = \left(\frac{V_{\text{ус}}}{V_{\text{баз}}} \right)^b.$$

Для анализа изменения коэффициента моментального усиления при увеличении расхода воздуха рассмотрена зависимость:

$$\gamma_{\text{ус}}^T = f \left(\frac{V_{\text{ус}}}{V_{\text{баз}}} \right),$$

для показателей степени при Рейнольдсе:

0,4 – полученный на основании анализа результатов численных экспериментов и соответствующий критериальному уравнению, описывающему итоговый, комбинированный съем тепла с поверхности металла;

0,6 – соответствующий конвективному съему тепла при поперечном обтекании цилиндра;

0,8 – соответствующий конвективному съему тепла при движении среды вдоль плоской поверхности;

0,5 – экспериментально установленное значение, для сложного конвективного теплообмена в камерных печах.

В результате построены графические зависимости моментального усиления интенсивности охлаждения от относительного увеличения расхода охладителя (рисунок 4.1).

Из графика можно увидеть, что для кривой с показателем степени 0,4, соответствующей реальной картине итогового съема тепла с поверхности металла, при двукратном увеличении расхода наблюдается интенсификация итогового теплообмена на уровне 30%, а для восьмикратного увеличения – 130%.

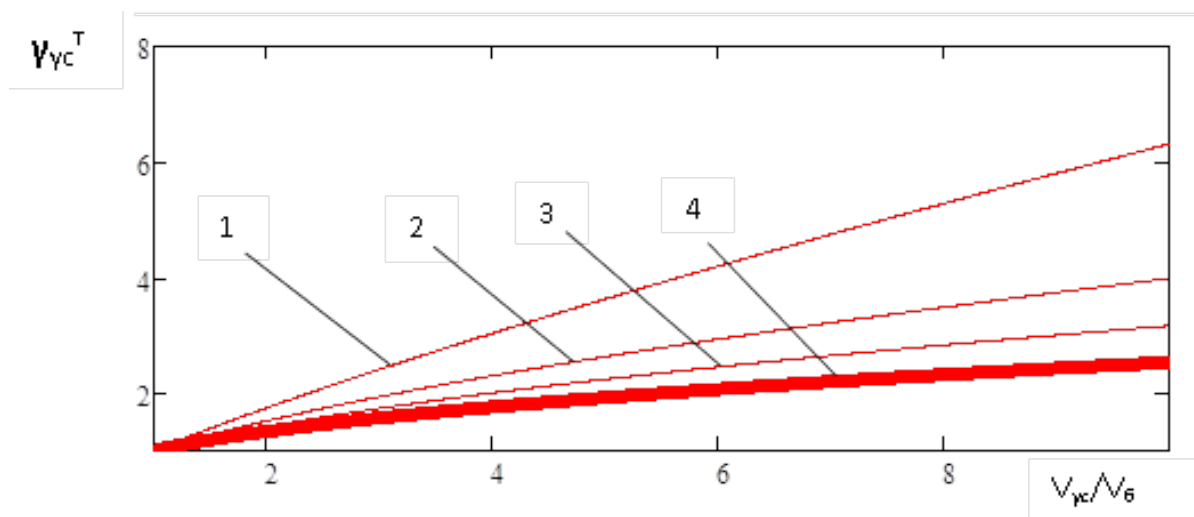


Рисунок 4.1 – Зависимость моментального усиления интенсивности охлаждения от относительного увеличения расхода охладителя (показатели степени при Re в критериальной зависимости 1 – 0,8; 2 – 0,6; 3 – 0,5; 4 – 0,4)

В тоже время для более высоких значений показателя степени при критерии Рейнольдса имеет место более существенное усиление охлаждения при прочих равных условиях. Кривые 1-3 на рисунке 4.1 справедливы для моментального

усиления конвективного теплообмена. Однако при реализации технологии охлаждения металла в печи решающее значение имеет именно итоговое значение теплового потока, снимаемого с поверхности металла.

Данный анализ наглядно показывает, что резервы регулирования интенсивностью теплосъема с поверхности металла за счет увеличения расхода воздуха достаточно малы.

Также исследована энергетическая эффективность данного способа интенсификации, которую можно оценить следующим образом. Потери давления на транспорт и истечение охладителя при его базовом и усиленном расходах определяются как:

$$\Delta P_{\text{баз}} = k_{\Sigma} \cdot \frac{\rho \cdot V_{\text{баз}}^2}{2 \cdot F}; \quad \Delta P_{\text{ус}} = k_{\Sigma} \cdot \frac{\rho \cdot V_{\text{ус}}^2}{2 \cdot F},$$

где k_{Σ} – итоговый коэффициент сопротивления, учитывающий потери давления на трение и местные сопротивления в воздухопроводе от нагнетательного патрубка до поступления охладителя в печь; ρ – плотность охладителя, кг/м³; F – расчетное сечение воздухопровода, для которого получено значение k_{Σ} .

Комплексный анализ энергетической эффективности процесса воздушного охлаждения материала удобно проводить при помощи энергетического коэффициента, представляющего собой отношение моментальных значений количества отводимого тепла к расходу энергии на транспорт охладителя. В этом случае значение энергетического коэффициента для случаев с базовым и усиленным расходом охладителя составят:

$$K_{\text{баз}} = \frac{q_{\text{баз}} \cdot F_{\text{м}} \cdot \eta}{\Delta P_{\text{баз}} \cdot V_{\text{баз}}}; \quad K_{\text{ус}} = \frac{q_{\text{ус}} \cdot F_{\text{м}} \cdot \eta}{\Delta P_{\text{ус}} \cdot V_{\text{ус}}},$$

где η – КПД нагнетателя.

В свою очередь моментальное изменение энергетической эффективности процесса может быть оценено как:

$$\gamma_{\text{ус}}^{\text{эн}} = \frac{K_{\text{ус}}}{K_{\text{баз}}} = \left(\frac{V_{\text{ус}}}{V_{\text{баз}}} \right)^{b-3} = \left(\gamma_{\text{ус}}^{\text{т}} \right)^{1-\frac{3}{b}}.$$

Графическая зависимость моментального изменения энергетической эффективности охлаждения от относительного увеличения расхода охладителя для степени при Рейнольдсе равной 0,4 представлена на рисунке 4.2.

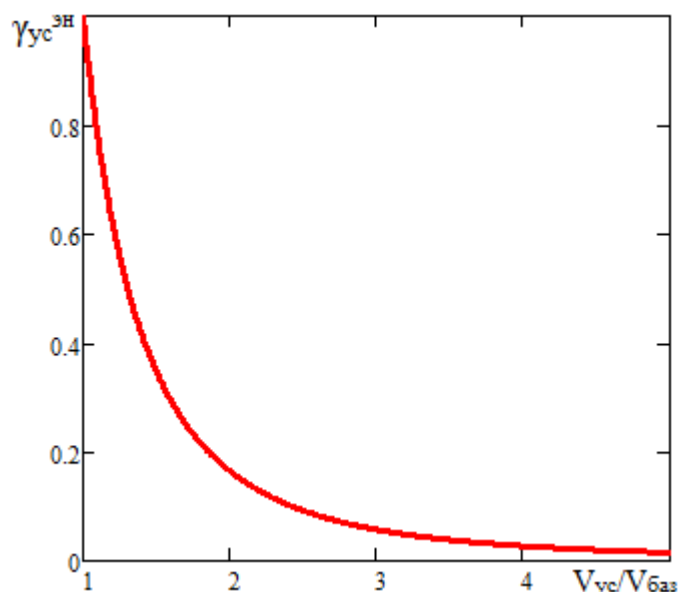


Рисунок 4.2 – Зависимость изменения энергетической эффективности охлаждения от относительного увеличения расхода охладителя

Таким образом, с точки зрения энергетической эффективности управление интенсивностью охлаждения за счет изменения расхода охладителя является достаточно неэффективным мероприятием, так как сопровождается существенным понижением значения энергетического коэффициента [117].

Однако следует иметь в виду, что изучаемый способ интенсификации является наиболее просто реализуемым технически и алгоритмически и может использоваться в пределах изменения расхода, которые могут обеспечить применяемые дутьевые вентиляторы и аэродинамическая сеть.

Таким образом, в данном подразделе проиллюстрирован пример получения критериального уравнения, описывающего итоговый теплосъем с поверхности металла при его охлаждении в камере печи для конкретных условий. С помощью данного уравнения выполнены оценки эффективности усиления темпа охлаждения металла за счет увеличения расхода охлаждающей среды. В результате установлено достаточно слабое усиление при существенных приростах количества подаваемого воздуха. Также показано, что такой способ интенсификации характеризуется резким падением значений энергетического коэффициента.

Ценность данного анализа заключается в помощи инженерам-проектировщикам печей при подборе дутьевого оборудования, а также выдаче рекомендаций по настройке параметров работы системы АСУ, связанных с управлением темпом охлаждения металла и параметрами вентилятора.

Ряд отмеченных недостатков такого способа интенсификации подталкивает к поиску альтернативных способов ускорения процесса воздушного охлаждения. Поэтому целесообразным является проведение аналогичных исследований для импульсного режима охлаждения с целью определения максимально эффективного способа интенсификации.

4.2 Экспериментальные исследования импульсного режима охлаждения тел в печи

Для оценки влияния импульсного режима подачи воздуха на интенсивность конвективной теплоотдачи проведены экспериментальные исследования на разработанной физической модели.

В качестве базиса для сравнения приняты результаты, полученные для безимпульсного обдува тел кубической формы.

Проведение экспериментов в импульсном и безимпульсном режимах полностью аналогично, единственным изменением проведения эксперимента являлась импульсная подача воздуха в установку.

Импульсный поток возможно создавать при помощи различных устройств, наиболее простыми из которых являются вращающиеся заслонки внутри воздушного канала [118]. Такое устройство было собрано для данной лабораторной установки. Для исследования процесса импульсного теплообмена была использована лабораторная модель камерной печи с двадцатью соплами для истечения воздуха. Модель геометрически подобна камерной печи с выкатным подом, в которой могут реализовываться операции нагрева, выдержки и воздушного охлаждения заготовок. В подводящем трубопроводе установлен пульсатор, представляющий собой заслонку, создающую 87% перекрытие сечения

канала при повороте на 90° . Заслонка, в свою очередь, размещена на валу, вращаемом электродвигателем с помощью ременной передачи; при этом имеется возможность изменения частоты вращения. Движение заслонки происходит по гармоническому синусоидальному закону. Заявленный процент перекрытия сечения канала получен исходя из практических соображений: при внутреннем диаметре разводящего трубопровода 45 мм отступ заслонки по периметру канала выбран на уровне 1,5 мм для исключения заклинивания заслонки и снижения уровня перегрузки нагнетателя за счет отсутствия полного перекрытия канала. Схематичное изображение пульсатора представлено на рисунке 2.7.

При проведении обоих экспериментов средний секундный расход среды составлял $0,012 \text{ м}^3/\text{с}$. Объем воды фиксировался каждые 15 секунд, общее время проведения эксперимента составило 14 минут.

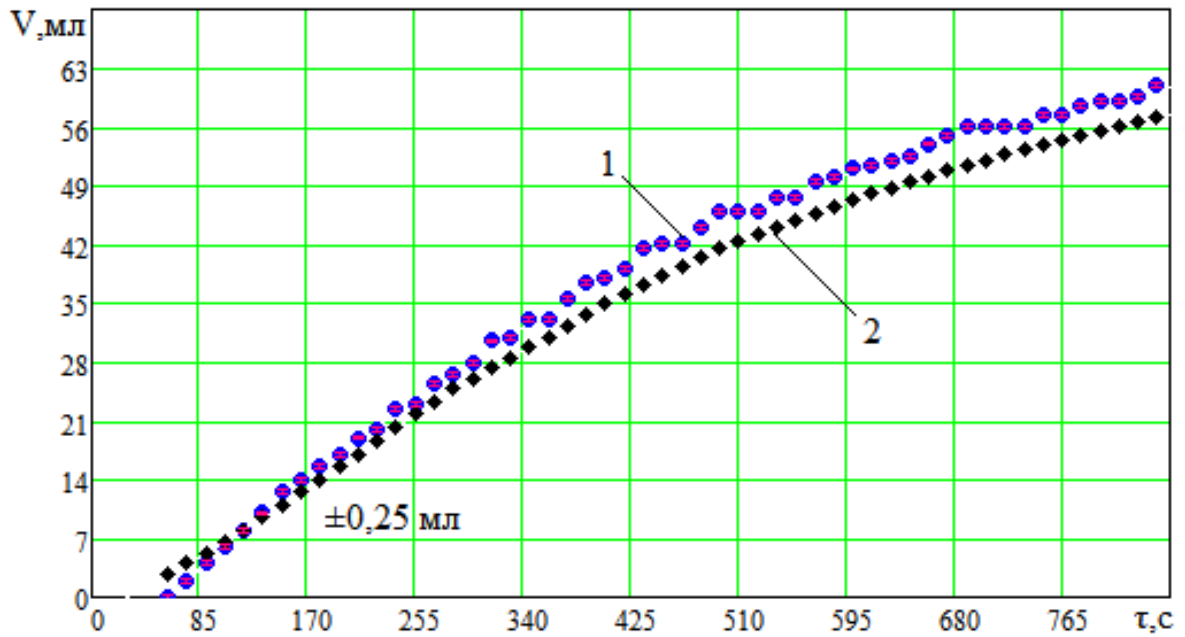
Изменение во времени объемов стекающей жидкости, образующихся при плавлении кубиков льда, для безимпульсного и импульсного режимов приведено на рисунке 4.3. Из рисунка видно, что на первых минутах темп стока идентичен в двух режимах, но с течением времени импульсный вариант показывает прирост объема и к окончанию экспериментов разница достигает порядка 7%.

Ниже, на рисунке 4.4, представлен график изменения среднего коэффициента конвективной теплоотдачи для случая импульсной подачи воздуха с частотой 1,15 Гц в зависимости от времени [119]. Для дальнейшей обработки данных выделены 15 временных узлов через каждые 50 секунд.

Стоит отметить, что для последующего использования полученные кривые были регуляризированы [89].

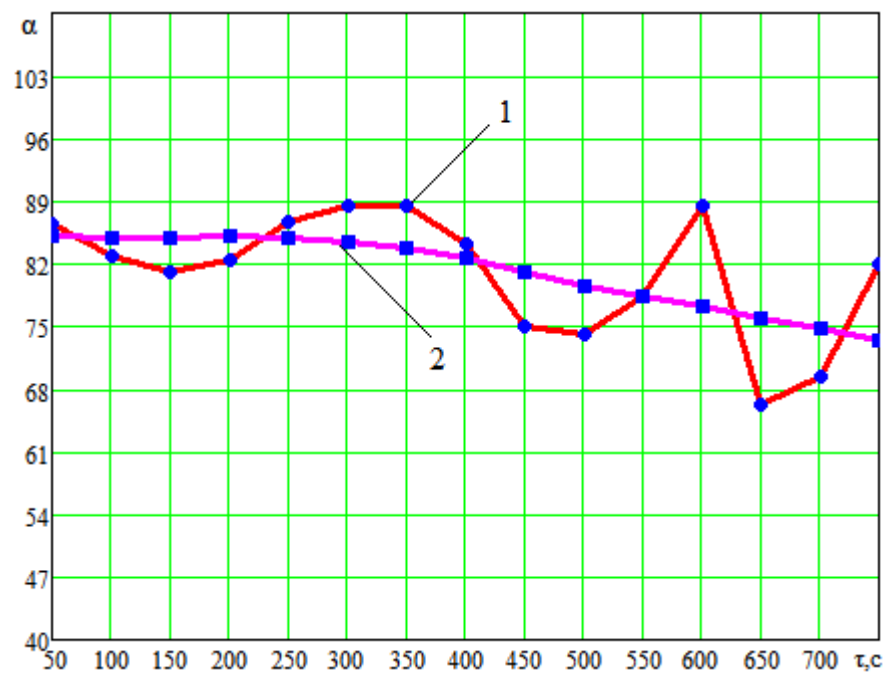
Среднюю скорость среды у поверхности обдуваемых тел предложено определять как среднее арифметическое от значений скорости в четырех характерных точках, взятых на вертикальном отрезке, проходящем через ось торцевой со стороны обдува грани (1 – точка с координатой, равной высоте куба; 2 – $3/4$ высоты; 3 – $1/2$ высоты, 4 – точка пересечения нижней образующей струи с торцевой гранью тела). Графическая интерпретация этого подхода представлена на рисунок 2.11.

Частоты 0 и 1,15 Гц



1 - экспериментальные значения при импульсной подаче воздуха, мл; 2 - экспериментальные значения в безимпульсном эксперименте, мл

Рисунок 4.3 – Темпы стока воды в импульсном и в безимпульсном экспериментах



1 – ломаная, соединяющая вычисленные на основе экспериментальных исследований значения коэффициентов конвективной теплоотдачи; 2 – регуляризованная кривая

Рисунок 4.4 – Изменение коэффициента конвективной теплоотдачи во времени для двух экспериментов

Средняя скорость у тел в данном случае выглядит следующим образом на рисунке 4.5.

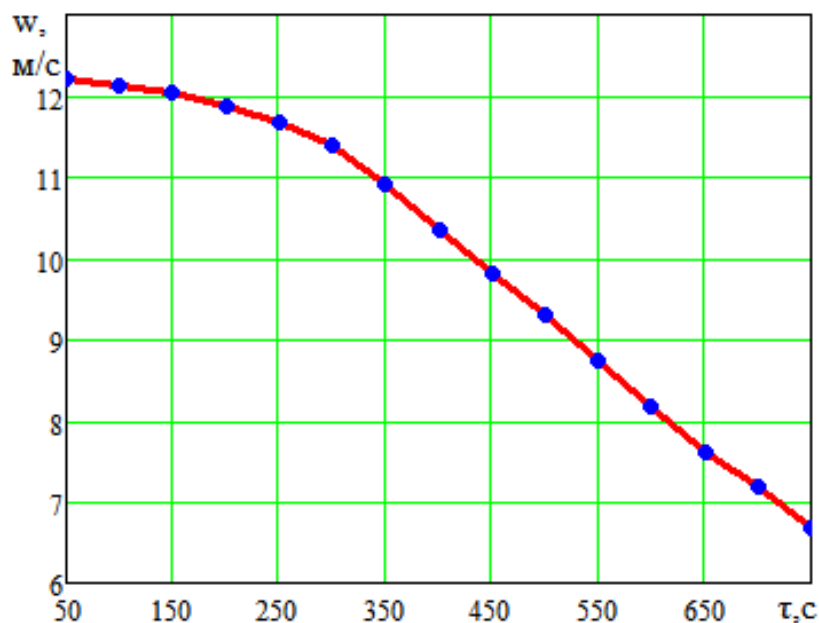


Рисунок 4.5 – Средняя скорость у тел в импульсном эксперименте.

Полученные изменения коэффициентов конвективной теплоотдачи и средней скорости обтекания тел позволяют перейти к вычислению критериев подобия, таких как критерии Рейнольдса, Нуссельта для случая безимпульсной подачи среды и критерия Струхала для случая импульсной подачи среды по формулам (2.21; 2.24).

Для импульсного эксперимента рассматриваемые значения критериев подобия представлены на рисунке 4.6.

Для получения критериального уравнения при импульсной подаче теплоносителя в качестве формы определяемого уравнения принят следующий шаблон, содержащий дополнительный критерий Струхала:

$$Nu = h \cdot Re^b \cdot Pr^{0,36} \cdot \left(\frac{Pr_{ж}}{Pr_{ст}} \right)^{0,36} \cdot Sh^c.$$

Данный шаблон содержит уже три неизвестных величины. К аналогичным неизвестным безимпульсного режима добавлена степень при критерии Струхала.

Аналогично безимпульсному варианту обработки данных на основании полученных расчетных данных для импульсного режима составлена таблица 4.1, в которую вошли значения через каждые 100 секунд.

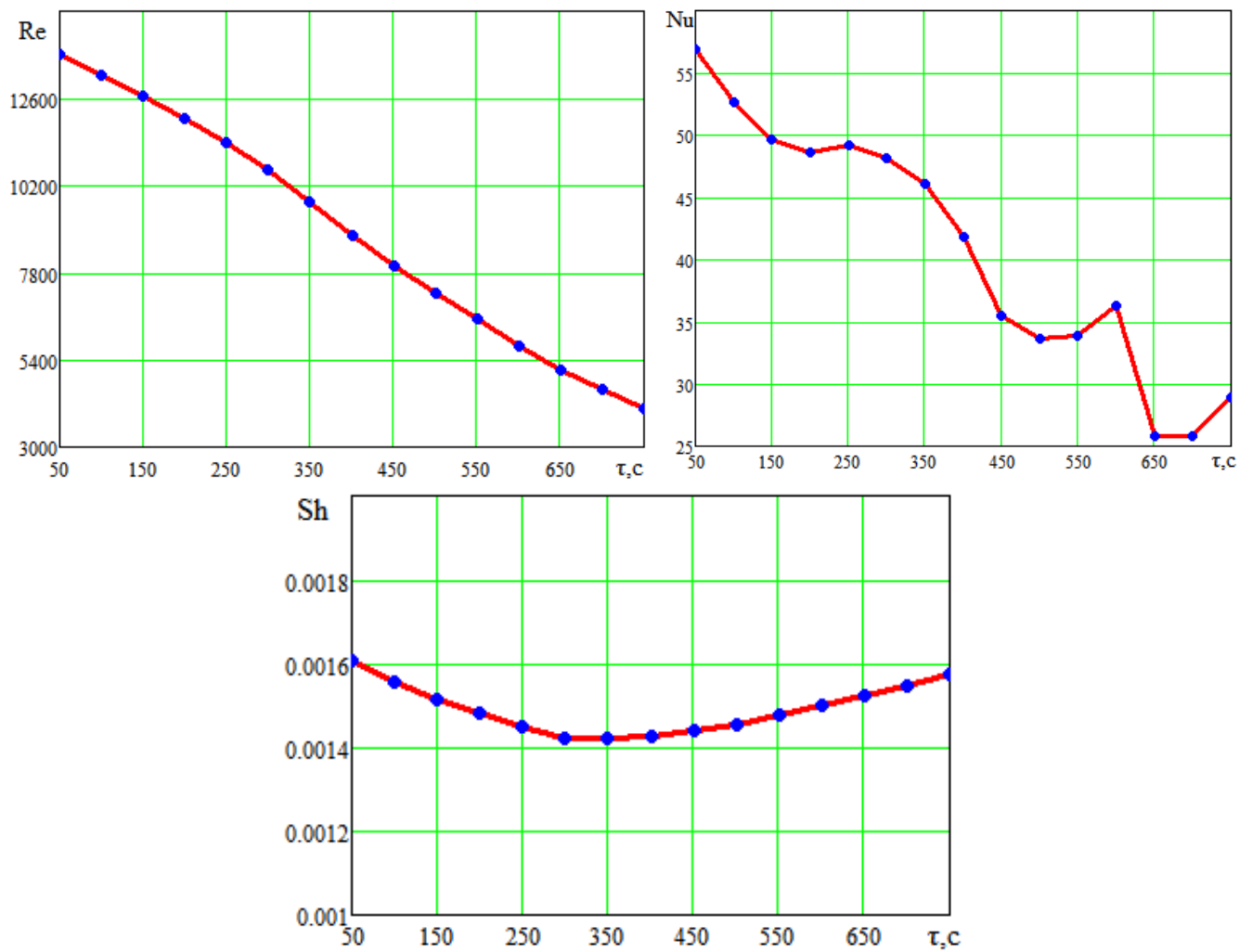


Рисунок 4.6 – Критерии подобия в импульсном эксперименте

Таблица 4.1 – Экспериментально полученные значения характерных физических величин для импульсного режима обдува.

Время , с	Средняя скорость среды около поверхности тела, м/с	Значение коэффициентов теплоотдачи $Вт/(м^2 \cdot К)$	Диаметр тел, м	Значения характерных критериев		
				Re	Nu	Sh
50	12,2	84,99	0,017	13801	56,91	0,0016
150	12,03	84,89	0,016	12659	49,67	0,0015
250	11,67	84,94	0,015	11385	49,12	0,0014
350	10,91	83,75	0,014	9749	46,03	0,0014
450	9,81	81,02	0,014	7995	35,53	0,0014
550	8,74	78,31	0,013	6511	33,91	0,0015
650	7,62	75,98	0,012	5108	25,86	0,0015
750	6,67	73,51	0,011	4048	28,89	0,0016

В результате логарифмирования данного выражения получаем:

$$\ln(Nu) = b \cdot \ln(Re) + c \cdot \ln(Sh) + u,$$

где u – комплексный множитель, включающий в себя $h \cdot Pr_{ж}^{0,36} \cdot \left(\frac{Pr_{ж}}{Pr_{ст}}\right)^{0,25}$.

В результате регрессионного анализа получены три искомые величины: u , b , c , которые составляют -0,438; 0,62; 0,226 соответственно. Отсюда легко найти величину множителя h , которая равна 0,733.

Аналогично воспользуемся формулами для нахождения коэффициентов детерминации R^2 и корреляции r (2.23), которые составили 0,94 и 0,97 соответственно. Согласно шкале Чеддока [106], это свидетельствует о высокой качественной характеристики силы связи между полученными значениями при регрессионном анализе и данными, полученными в ходе проведения эксперимента и о том, что данную выборку значений также справедливо обрабатывать линейной функцией.

В таком случае уравнение, описывающее конвективный теплообмен с учетом импульсной подачи теплоносителя для тел кубической формы имеет следующий вид:

$$Nu = 0,73 \cdot Re^{0,62} \cdot Pr^{0,36} \cdot \left(\frac{Pr_{ж}}{Pr_{ст}}\right)^{0,36} \cdot Sh^{0,23}.$$

Сравнивая коэффициенты итоговой теплоотдачи в случае импульсной подачи теплоносителя с безимпульсной можно сделать вывод об его увеличении на 10-15% во всем диапазоне времени [119]. Такой эффект усиления достигается за счет срывания воздушного пограничного слоя с поверхности кубиков. При стационарном процессе обдува толщина этого слоя определяет интенсивность теплообмена между средой и телом.

При интенсификации теплообмена на 15% путем подачи воздуха в импульсном режиме энергетический коэффициент на 54% выше, чем в случае равнозначного усиления теплообмена путем увеличения расхода воздуха.

Получен патент на предлагаемый способ интенсификации конвективного теплообмена путем подачи воздуха в импульсном режиме [120].

Изучение гидродинамических параметров работы устройств, предназначенных для создания низкочастотного пульсирующего расхода газообразных сред

Согласно данным работы [70] наиболее простые технические решения по созданию пульсаций могут быть получены при использовании вращающихся заслонок, которые при повороте на 90° создают 70-90% перекрытие канала. При этом упрощается устройство привода и схема управления, а также исключается возможность заклинивания заслонки. Один из таких пульсаторов использовался для определения коэффициента теплоотдачи от заготовки к охлаждающему воздуху при пульсирующем расходе воздуха с частотой 0,5-2 Гц, при этом экспериментально было установлено усиление коэффициента теплоотдачи на величину до 30%.

Для определения коэффициента местного сопротивления использована лабораторная модель камерной печи с вращающейся заслонкой в воздушном коллекторе. Данная модель печи была подключена к сети с нагнетателем типа ПН-125-65. Трубопровод сети выполнен из гофрированной трубы, диаметром 35 мм и длиной 5 метров, на которой присутствуют повороты: пять на 90° и четыре на 45° градусов. К каналу присоединена лабораторная модель печи, в которой диаметр трубопроводов равен 45 мм. Перед самой печью на ее трубопроводе установлена заслонка для создания пульсаций, после которой поток совершает поворот на 90° градусов и, разделяясь на два направления, направляется к соплам на истечение. После истечения воздух удаляется через отверстие в своде лабораторной установки. Графическое изображение сети и установки приведены на рисунке 2.8.

Канал, по которому движется охлаждающая среда, является не прямым. Он имеет четыре поворота на 45° градусов и пять на 90° . $k_{м.с.}$ для данных участков были определены по справочнику [121] и составляют $k_{м.с.}^{45} = 0,6$, $k_{м.с.}^{90} = 1,0$ соответственно. Коэффициент трения для гофрированного трубопровода первого участка принят равным 0,05. Коэффициент местного сопротивления при истечении из сопел был определен по справочнику [121] с учетом того, что $\psi = 0,85$, то $k_{м.с.}$ для истечения из сопел будет 0,384. В каждом моментальном положении заслонки ее $k_{м.с.}$ имеет

различные значения, поэтому в данной работе рассматривается усредненное значение $k_{м.с.}$ за промежуток времени, минимальное значение которого равно периоду вращения заслонки.

В основу методики определения искомого коэффициента местного сопротивления вращающейся заслонки положено сопоставление гидродинамических параметров работы установки в импульсном и безимпульсном режимах.

Для определения $k_{м.с.}$ заслонки на данной установке проведен ряд экспериментов при разных частотах вращения заслонки. Эксперименты в импульсном и безимпульсном режимах проводились при использовании одной и той же аэродинамической сети. Единственным отличием является то, что при безимпульсном режиме угол поворота исследуемой заслонки фиксировался на уровне 0° и в процессе эксперимента она оставалась неподвижной. Всего было проведено четыре эксперимента: один в безимпульсном режиме и три в импульсном при частотах вращения заслонки 0,83; 1,13 и 1,6 Гц. В течение проведения каждого эксперимента фиксировались значения расходов воздуха при помощи расходомера и статических напоров нагнетателя при помощи U-образного манометра. Данные сведены в таблицу.

В качестве устройства для измерения расхода газообразной среды использовался расходомер типа РГ-40, измерение прокачиваемого количества воздуха производились в течение пяти минут для каждой частоты, чтобы уменьшить ошибки определения секундного расхода среды.

В результате проведения экспериментов получены и представлены в таблице 4.2 следующие данные для импульсного и безимпульсного режимов: P – напор, создаваемый дутьевым устройством; ΔP – разность давлений, установившегося в камере и атмосферного воздуха; V – расход среды.

Очевидно, что для всех импульсных режимов показания практически равны и можно принять следующие данные для каждого из режимов:

- для безимпульсного режима: $P_6 = 1930$ Па; $\Delta P_6 = 46$ Па, $V_6 = 0,015$ м³/с;
- для всех импульсных режимов: $P_{п} = 2230$ Па, $\Delta P_{п} = 34,5$ Па, $V_{п} = 0,013$ м³/с.

Таблица 4.2 – Экспериментальные данные

№ эксп.	Частота пульсаций, Гц	Время измерения, сек	Количество воздуха, м ³ за время измерения	Расход воздуха, м ³ /с	Создаваемый напор, Р, Па
1	0	300	4,58	0,015267	1930
2	0,833	300	3,954	0,01318	2231
3	1,133	300	3,957	0,01319	2230
4	1,6	300	3,955	0,013183	2228

Эксперимент показал, что для импульсных режимов количество воздуха, прокачиваемое дутьевым устройством, не изменяется при разных частотах пульсаций, но в то же время оно ниже, чем при безимпульсном режиме.

Чтобы определить значение коэффициента местного сопротивления вращающейся заслонки были рассмотрены выражения для определения суммарных потерь при безимпульсном и импульсном режимах:

$$P_{\text{б}} = (\sum k_{\text{м.с.}}^{\text{путь}}) \cdot \frac{\rho \cdot \omega_{\text{б}}^2}{2} + \sum \left(\lambda \cdot \frac{l_{\text{кан}}}{d_{\text{тр}}} \cdot \frac{\rho \cdot \omega_{\text{б}}^2}{2} \right) + \Delta P_{\text{б}}; \quad (4.2)$$

$$P_{\text{п}} = (\sum k_{\text{м.с.}}^{\text{путь}}) \cdot \frac{\rho \cdot \omega_{\text{п}}^2}{2} + k_{\text{м.с.}}^{\text{засл.}} \cdot \frac{\rho \cdot \omega_{\text{п}}^2}{2} + \sum \left(\lambda \cdot \frac{l_{\text{кан}}}{d_{\text{тр}}} \cdot \frac{\rho \cdot \omega_{\text{п}}^2}{2} \right) + \Delta P_{\text{п}}, \quad (4.3)$$

где $\sum k_{\text{м.с.}}^{\text{путь}}$ – сумма коэффициентов местных сопротивлений всех поворотов в канале от вентилятора до истечения из сопел включая коэффициент местного сопротивления устройства для измерения расхода; $k_{\text{м.с.}}^{\text{засл.}}$ – искомый коэффициент местного сопротивления вращающейся заслонки; ρ – плотность воздуха при температуре окружающей среды, кг/м³; $\omega_{\text{б}}$ и $\omega_{\text{п}}$ – скорость движения воздуха в трубопроводе при безимпульсном и импульсном режимах соответственно, м/с; λ – коэффициент трения трубопровода; $l_{\text{кан}}$ – длина канала, м; $d_{\text{тр}}$ – диаметр трубопровода, м.

Для определения искомого коэффициента местного сопротивления вращающейся заслонки $k_{\text{м.с.}}^{\text{засл.}}$ произведено вычитание выражения (4.2) из (4.3), при этом выполнена замена скорости среды на каждом участке соотношением $\frac{V}{F_{\text{тр}}}$. В

результате математических преобразований получено следующее выражение [122]:

$$k_{\text{м.с.}}^{\text{засл.}} = \frac{(P_{\text{п}} - \Delta P_{\text{п}}) - (P_{\text{б}} - \Delta P_{\text{б}}) \cdot \frac{V_{\text{п}}^2}{V_{\text{б}}^2}}{\frac{\rho \cdot V_{\text{п}}^2}{2 \cdot F_{\text{тр}}^2}}. \quad (4.4)$$

Подставив, полученные в результате эксперимента, значения величин, входящих в выражение (4.4), получим $k_{\text{м.с.}}^{\text{засл.}}$ равное 20,95 [123].

Исходя из гармонического закона колебания вращающейся заслонки очевидно, что эквивалентный угол поворота неподвижной заслонки равен 45° . Из данных работы [48] известно, что заслонки с полным перекрытием канала имеют коэффициент местного сопротивления $21 \pm 1,5$ при угле поворота 45° (рисунок 4.7). В данной работе для заслонок с 87% перекрытием получен $k_{\text{м.с.}}^{\text{засл.}}$ равный 20,95, который можно округлить до 21 для использования этого значения в практических расчетах.

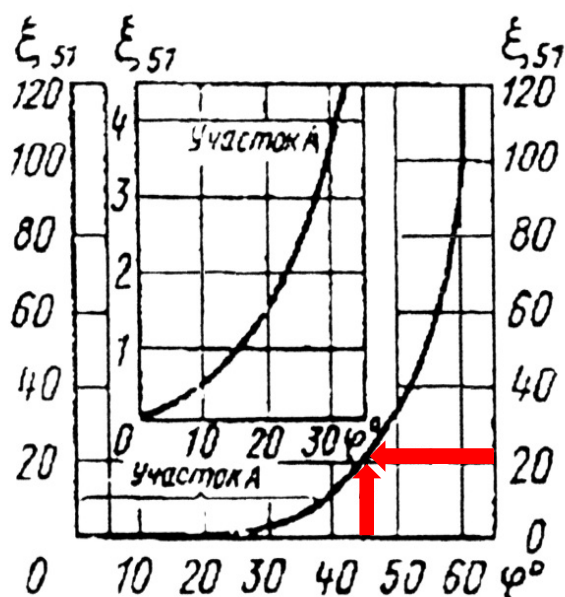


Рисунок 4.7 – График зависимости коэффициента местного сопротивления стандартной заслонки от угла поворота

Также важным результатом исследования является то, что рассматриваемый коэффициент местного сопротивления исследованной вращающейся заслонки не зависит от частоты вращения.

В результате исследований можно сделать следующие выводы:

1. В диапазоне частот колебания расхода среды 0,8-1,6 Гц, создаваемых исследуемым пульсатором, количество прокачиваемой среды при прочих равных условиях не зависит от частоты пульсаций.

2. Установлено, что коэффициент местного сопротивления исследованной вращающейся заслонки с 87%-ым перекрытием канала составляет 20,95.

4.3 Инженерная методика проектного расчета воздушного охлаждения

На современном этапе развития металлургической теплотехники важными задачами являются как можно более точный проектный расчет основных тепловых параметров агрегатов для рационального выбора оборудования, например, вентиляторов, горелок и т.д. и составление прогнозных моделей для рационального управления тепловыми параметрами технологии.

В литературном обзоре было показано отсутствие критериальных уравнений, описывающих конвективный теплообмен при охлаждении металла в печах и обоснована необходимость создания методики расчета данного процесса.

Цель методики – выдача прогноза по расходу воздуха, который позволит достичь заданную скорость охлаждения в начальный и основной периоды процесса охлаждения.

На сегодняшний день в техническом задании по охлаждению металлов принято задавать две скорости охлаждения: в условный первый час операции и в оставшееся время. В то же время не указывается о какой именно температуре идет речь. В качестве таковой может выступать как среднемассовая температура, так и температура поверхности заготовки. Так как темп в первом периоде задается в достаточно условном временном диапазоне и согласно предварительным оценкам длительность инерционного периода при охлаждении цилиндрических заготовок различных диаметров находится в диапазоне от 0,5 до 1,5 часа, то темп первого периода можно принять в качестве заданного темпа охлаждения в инерционном периоде.

Для расчетов при помощи предлагаемой методики необходимо задать следующие исходные данные:

- радиус исследуемых заготовок – R , м;
- коэффициент теплопроводности материала заготовки – λ , Вт/(м·К);
- теплофизические характеристики обрабатываемых материалов;
- заданные скорости охлаждения для температур поверхности заготовки:
 - в первый (инерционный) период $S_{\text{охл.1}}$, °C/с;
 - в основное время $S_{\text{охл.осн.}}$, °C/с.

Методика расчета процесса охлаждения представлена ниже:

I. Расчет продолжительности инерционного периода, с:

$$\tau_{\text{ин}} = \frac{R^2}{k \cdot a}, \quad (4.5)$$

где a – коэффициент температуропроводности материала, вычисляется по следующей зависимости, м²/с, k – коэффициент формы для цилиндра, $k=2$.

$$a = \frac{\lambda}{\rho \cdot c}. \quad (4.6)$$

II. Определение средней за инерционный период плотности отводимого теплового потока, которая позволит достичь заданную скорость охлаждения $S_{\text{охл.1}}$ по температуре поверхности охлаждаемых заготовок:

$$q = \frac{S_{\text{охл.1}} \cdot \tau_{\text{ин}} \cdot k_2 \cdot \lambda}{R}, \quad (4.7)$$

где k_2 – коэффициент усреднения теплового потока для цилиндра, равняется двум; $S_{\text{охл}}$ – заданная скорость охлаждения, °C/с.

Также можно определить значение температуры поверхности заготовки в конце инерционного периода, °C:

$$t_{\text{пов}}^{\text{кон.ин}} = t_{\text{пов}}^{\text{нач}} - S_{\text{охл.1}} \cdot \tau_{\text{ин}}, \quad (4.9)$$

где $t_{\text{пов}}^{\text{нач}}$ – начальная температура поверхности заготовки, °C.

III. Определение расхода воздуха (V), который позволит достичь заданную плотность отводимого теплового потока (q):

для этого необходимо определить среднюю скорость потока воздуха по пятну как функцию расхода воздуха и расстояния удаления охлаждаемого тела s от сопел

истечения по следующей формуле согласно теории турбулентных струй для случая, когда вся поверхность охлаждаемой заготовки покрыта пятнами сопел:

$$w(V,s) = \frac{V}{F_{\text{соп}}} \cdot \frac{0,96}{\frac{2 \cdot a \cdot s}{D_0} + 0,29} \cdot \frac{9}{35}; \quad (4.10)$$

$$F_{\text{соп}} = \left(\frac{\pi \cdot D_0^2}{4} \right) \cdot n_{\text{соп}},$$

где a – коэффициент турбулентной струи, равный 0,07-0,08; D_0 – диаметр сопел, м; $n_{\text{соп}}$ – количество сопел истечения, шт.

Также можно определить и коэффициент итоговой теплоотдачи, воспользовавшись критериальным уравнением (4.1) комбинированного теплообмена металла в печах с футеровкой из различных материалов.

Следующим шагом является определение требуемого расхода воздуха, который может быть получен исходя из величины теплового потока, отводимого от металла комбинированным способом. При определении значения отводимого теплового потока можно выделить три характерные температуры:

- температура свежего воздуха на входе в печь;
- температура воздуха на выходе из печи;
- температура воздуха при натекании струй на поверхность металла.

Рассмотрим способ, когда в качестве характерной температуры используется температура свежего воздуха на входе в печь:

$$q = \alpha(V,s) \cdot \left(\frac{t_{\text{пов}}^{\text{нач}} + t_{\text{пов}}^{\text{кон.ин}}}{2} - t_{\text{св.в.}} \right). \quad (4.11)$$

В результате решения данного трансцендентного уравнения получаем необходимый расход охлаждающего воздуха $V_{\text{расч}}$ для поддержания заданного отводимого теплового потока и темпа охлаждения, м³/ч.

Обработка результатов математического моделирования с учетом комбинированного механизма передачи тепла металлом позволила получить итоговое критериальное уравнение съема тепла с металла с учетом роли футеровки со степенью при критерии Рейнольдса равной 0,4. Коэффициент конвективной теплоотдачи взят из данного критериального уравнения:

$$Nu=6,47 \cdot k_{\text{эк}} \cdot Re^{0,4} \cdot Pr^{0,43},$$

где $k_{\text{эк}}$ – коэффициент экранирования заготовок, $k_{\text{эк}}=0,65$.

Средняя температура воздуха, покидающего печь определяется по формуле:

$$\bar{t}_{\text{ух. в.}} = \frac{\alpha(V_{\text{расч}}, S) \cdot F_{\text{заг}} \cdot \left(\frac{t_{\text{нач}}^{\text{пов.}} + t_{\text{пов.}}^{\text{кон. ин.}}}{2} - t_{\text{св. в.}} \right)}{V_{\text{расч}} \cdot C_{\text{возд}}} + t_{\text{св. в.}}, \quad (4.12)$$

где $t_{\text{пов.}}^{\text{кон. ин.}}$ – температура поверхности заготовки в конце инерционного периода, °C; $t_{\text{св. в.}}$ – температура свежего воздуха, подаваемого в печь, °C; $\bar{t}_{\text{ух. в.}}$ – температура уходящего воздуха из печи, °C; $F_{\text{заг}}$ – суммарная поверхность охлаждаемых заготовок, м²; $C_{\text{возд}}$ – теплоемкость воздуха, кДж/(м³·K).

В результате решения данных уравнений получаем два значения: требуемый расход воздуха $V_{\text{расч}}$, м³/с и среднюю температуру воздуха, покидающего печь $\bar{t}_{\text{ух. в.}}$, °C.

IV. Определение температурного поля заготовок в течение охлаждения

Для определения температуры уходящего воздуха в начале основного периода необходимо воспользоваться следующей формулой, идентичной формуле (4.12), но с учетом полученного значения расхода воздуха:

$$t_{\text{ух. в.}}^{\text{нач. осн.}} = \frac{\alpha(V_{\text{расч}}, S) \cdot F_{\text{заг}} \cdot (t_{\text{пов.}}^{\text{кон. ин.}} - t_{\text{свеж. в.}})}{V_{\text{расч}} \cdot C_{\text{возд}}} + t_{\text{св. в.}} \quad (4.13)$$

V. Определение теплового потока, отводимого от заготовок в начале основного периода, Вт/м²:

$$q_{\text{осн}}^{\text{нач}} = \alpha(V_{\text{расч}}, S) \cdot (t_{\text{пов.}}^{\text{кон. ин.}} - t_{\text{св. в.}}). \quad (4.14)$$

VI. Аналогично пункту IV можно вычислить температуру уходящего воздуха, тепловой поток, а также среднелогарифмическое значение теплового потока в конце основного периода по формулам:

$$t_{\text{ух. в.}}^{\text{кон. осн.}} = \frac{\alpha(V_{\text{расч}}, S) \cdot F_{\text{заг}} \cdot (t_{\text{пов.}}^{\text{кон. осн.}} - t_{\text{св. в.}})}{V_{\text{расч}} \cdot C_{\text{возд}}} + t_{\text{св. в.}}; \quad (4.15)$$

$$q_{\text{осн}}^{\text{кон}} = \alpha(V_{\text{расч}}, S) \cdot (t_{\text{пов.}}^{\text{кон. осн.}} - t_{\text{св. в.}}); \quad (4.16)$$

$$q_{\text{сред}} = \frac{q_{\text{осн}}^{\text{нач}} - q_{\text{осн}}^{\text{кон}}}{\ln \left(\frac{q_{\text{осн}}^{\text{нач}}}{q_{\text{осн}}^{\text{кон}}} \right)}. \quad (4.17)$$

VII. Определение характерных температур заготовки в конце периода охлаждения:

$$t_{\text{кон}}^{\text{ц}} = t_{\text{пов}}^{\text{кон.осн.}} + \frac{q_{\text{осн}}^{\text{кон}} \cdot R}{k_2 \cdot \lambda}; \quad (4.18)$$

$$t_{\text{кон.осн.}}^{\text{ср.мас.}} = t_{\text{кон}}^{\text{ц}} - \frac{k_3 - 1}{k_3} \cdot \frac{q_{\text{осн}}^{\text{кон}} \cdot R}{k_2 \cdot \lambda}; \quad (4.19)$$

$$t_{\text{кон.ин.}}^{\text{ср.мас.}} = t_{\text{нач}}^{\text{пов}} - \frac{S_{\text{охл}} \cdot \tau_{\text{ин}}}{2}. \quad (4.20)$$

где k_3 – коэффициент усреднения температуры, для цилиндра $k_3=2$.

VIII. Определение времени основного периода охлаждения до достижения конечной температуры поверхности и общая продолжительность охлаждения:

$$\tau_{\text{осн}} = \frac{R \cdot \rho \cdot c \cdot (t_{\text{кон.ин.}}^{\text{ср.мас.}} - t_{\text{кон.осн.}}^{\text{ср.мас.}})}{k_1 \cdot q_{\text{сред}}}; \quad (4.21)$$

$$\tau_{\text{общ}} = \tau_{\text{ин}} + \tau_{\text{осн}}. \quad (4.22)$$

IX. Скорость охлаждения в основном периоде по среднемассовой температуре, °С/ч:

$$S_{\text{охл.}}^{\text{ср.мас.}} = \frac{t_{\text{кон.ин.}}^{\text{ср.мас.}} - t_{\text{кон.осн.}}^{\text{ср.мас.}}}{\tau_{\text{осн}}}. \quad (4.23)$$

Результатом инженерной методики расчета процесса воздушного охлаждения является определение требуемого расхода воздуха на процесс в течение инерционного периода и определение характерной температуры камеры печи [124].

Для численного примера расчета при помощи данной методики выбраны следующие начальные данные:

- 4 цилиндрические заготовки охлаждаются от 650 до 450 °С холодным воздухом;
- радиус охлаждаемых цилиндрических заготовок – $R=0,5$ м; длина – $l=6$ м.
- коэффициент теплопроводности материала заготовки – $\lambda=33,5$ Вт/(м·К);

– теплоемкость материала заготовки – $c=790,5$ Дж(кг·К);

– плотность материала заготовки – $\rho= 7700$ кг/м³.

Согласно предложенной методике необходимо рассчитать продолжительность инерционного периода:

$$\tau_{\text{ин}} = \frac{R^2}{k \cdot \frac{\lambda}{c \cdot \rho}} = \frac{0,5^2}{8 \cdot \frac{33,5}{790,5 \cdot 7700}} = 5675 \text{ с.}$$

Заданная скорость охлаждения в инерционный период принята на уровне 35 °С/час.

Отводимый тепловой поток составит:

$$q = \frac{(9,608 \cdot 10^{-3} \cdot 5675) \cdot 2 \cdot 33,5}{0,5} = 7310 \text{ Вт, м}^2.$$

При этом значение температуры поверхности слитка в конце инерционного периода будет равным:

$$t_{\text{ПОВ}}^{\text{кон.ин}} = 650 - 35 \cdot 5675, = 595,5 \text{ °С.}$$

Перед тем как рассчитывать требуемый объем воздуха необходимо задать некоторые геометрические параметры: радиус сопла истечения – $r_0=0,05$ м; среднее расстояние от среза сопла до заготовок – $s=1,5$ м.

Скорость натекания воздуха задается как функция расхода, а суммарная площадь сопел равна:

$$F_{\text{соп}} = \left(\frac{\pi \cdot 0,1^2}{4} \right) \cdot 20 = 0,157 \text{ м}^2.$$

С учетом длины заготовок и диаметра их суммарная площадь поверхности составит 113 м².

Решая уравнение 4.11 получим требуемый расход воздуха, обеспечивающий заданную скорость охлаждения металла на уровне 3,97 м³/с, а согласно формуле 4.12 температура уходящего воздуха в конце инерционного периода составит 181 °С.

По формуле 4.13 можно определить температуру уходящего воздуха в начале основного периода:

$$t_{\text{ух.в.}}^{\text{нач.осн.}} = \frac{\alpha(3,97;1,5) \cdot 113 \cdot (595,5-20)}{3,97 \cdot 1290} + 20 = 174 \text{ }^{\circ}\text{C},$$

Тепловой поток, отводимый от заготовок в начале основного периода:

$$q_{\text{осн}}^{\text{нач}} = \alpha(3,97,1,5) \cdot (595,5-20) = 6979 \text{ Вт/м}^2.$$

Температура уходящего воздуха, тепловой поток, а также среднелогарифмическое значение теплового потока в конце основного периода:

$$t_{\text{ух.в.}}^{\text{кон.осн.}} = \frac{\alpha(3,97;1,5) \cdot 113 \cdot (450-20)}{3,97 \cdot 1290} + 20 = 135 \text{ }^{\circ}\text{C};$$

$$q_{\text{осн}}^{\text{кон}} = \alpha(3,97,1,5) \cdot (450-135) = 3820 \text{ Вт/м}^2;$$

$$q_{\text{сред}} = \frac{6979-3820}{\ln\left(\frac{6979}{3820}\right)} = 5242 \text{ Вт/м}^2.$$

Следующим пунктом, согласно методике, будет определение характерных температур заготовки в конце охлаждения:

$$t_{\text{кон}}^{\text{ц}} = 450 + \frac{3820 \cdot 0,5}{2 \cdot 33,5} = 478,5 \text{ }^{\circ}\text{C};$$

$$t_{\text{кон.осн.}}^{\text{ср.мас.}} = 478,5 - \frac{2-1}{2} \cdot \frac{3820 \cdot 0,5}{2 \cdot 33,5} = 464 \text{ }^{\circ}\text{C};$$

$$t_{\text{кон.ин.}}^{\text{ср.мас.}} = 650 - \frac{9,608 \cdot 10^{-3} \cdot 5675}{2} = 623 \text{ }^{\circ}\text{C}.$$

Время основного периода охлаждения до достижения конечной температуры поверхности и общая продолжительность охлаждения:

$$\tau_{\text{осн}} = \frac{0,5 \cdot 7700 \cdot 790 \cdot (623-464)}{2 \cdot 5242} = 46006 \text{ с};$$

$$\tau_{\text{общ}} = 5675 + 46006 = 51681 \text{ с} = 14,36 \text{ ч}.$$

Сравнивая полученное прогнозное значение длительности воздушного охлаждения согласно предлагаемой методике с результатами математического моделирования (14,02 ч) для аналогичной садки и расхода воздуха можно сделать вывод о расхождении результатов на уровне 2,5 %:

$$\left| \frac{14,02-14,36}{14,02} \right| \cdot 100 = 2,4 \text{ } \%$$

Данные результаты свидетельствуют о высоком сходстве результатов численного моделирования с результатами представленной аналитической методики расчета воздушного охлаждения с прогнозированием расхода воздуха и длительности операции в зависимости от заданной скорости охлаждения в начальный период времени.

4.4 Система контроля и мониторинга теплового состояния металла при воздушном охлаждении в камерной печи

В настоящее время на предприятиях все большее количество производственных процессов автоматизируется с целью повышения точности их выполнения и оптимизации. Это позволяет увеличивать производительность агрегатов, повышать их технико-экономические показатели [125].

Исходя из практики проведения операции термообработки можно сделать вывод о том, что оценка теплового состояния на промышленных предприятиях, на сегодняшний день, производится с большой условностью. О температуре металла судят, пользуясь методом термограмм, когда при тепловой обработке эталонной садки на поверхности и по толщине исследуемой заготовки размещаются термопары [55]. Недостатком такого способа является уникальность результатов каждого измерения, соответствующего конкретному типу садки печи. В дальнейшем принимается, что измеренные параметры справедливы для подобных и близких по геометрическим и массовым параметрам садок, что является достаточно условным способом контроля температурного состояния металла. Важным параметром, влияющим на качество конечных изделий, является скорость охлаждения и точность поддержания заданного темпа охлаждения, а значит необходимо контролировать тепловой поток, отводимый от тел в каждый момент времени.

На основании вышесказанного, предлагается методика учета тепла, которое будет отводиться от тел в течении всего процесса воздушного охлаждения путем измерения температуры воздуха, покидающего печь и поступающего в нее [126].

Предлагаемый способ позволит контролировать количество подаваемого охлаждающего воздуха, чтобы поддерживать заданный тепловой поток. Используя величины моментальных количеств теплоты, удаляемой из печи, а также привнесенной в печь с охлаждающим воздухом, можно составить дифференциальное уравнение первого порядка [127], которое представляет собой моментальный тепловой баланс печной камеры. При составлении данного уравнения принято, что температура газовой среды равномерна по объему печной камеры и равна величине температуры воздуха на выходе из печи t_v [71]:

$$\frac{dt_v}{d\tau} = \frac{q \cdot F_{\text{заг}} + V_{\text{расч}} \cdot C^{t_{\text{вн}}} \cdot t_{\text{вн}} + Q_{\text{пот}}^{\text{вн}} - V_{\text{расч}} \cdot C_{\text{возд}}^{t_{\text{ух.в}}} \cdot t_{\text{ух.в}}}{V_k \cdot C_{\text{возд}}^{t_{\text{ух.в}}}},$$

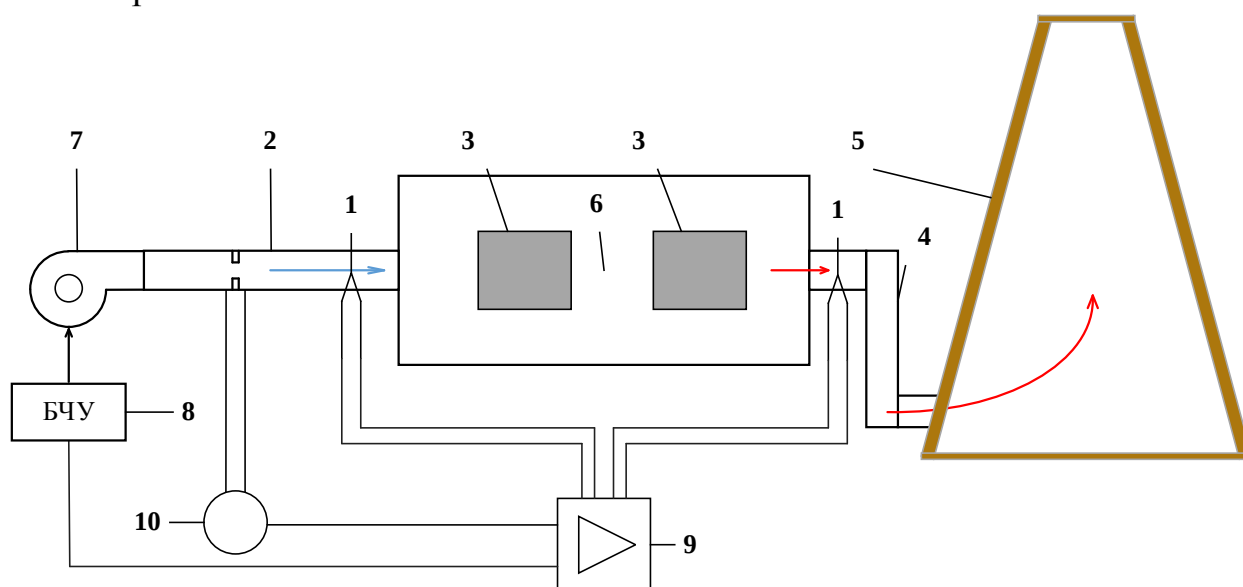
где q – плотность теплового потока от охлаждаемых тел к охлаждающему воздуху, Вт/м²; $F_{\text{заг}}$ – площадь охлаждаемых заготовок, м²; $V_{\text{расч}}$ – расчетное необходимое количество воздуха для охлаждения изделий, м³/с; V_k – объем воздуха в камере печи, м³/с; C – теплоемкость воздуха при различных температурах, Дж/(м³·К); $t_{\text{св.в.}}$ – начальная температура свежего охлаждающего воздуха, °С; $Q_{\text{пот}}^{\text{вн}}$ – текущее значение теплопотерь, Вт; $t_{\text{ух.в.}}$ – температура воздуха, покидающего печь, °С.

Чтобы решить предлагаемое уравнение необходимо в каждый момент времени располагать численным значением величины текущих теплопотерь $Q_{\text{пот}}^{\text{вн}}$, которое в свою очередь может быть, как больше, так и меньше нуля. Для снижения значений $Q_{\text{пот}}^{\text{вн}}$ необходимо использовать низкоинерционные теплоизоляционные материалы, такие как керамоволокнистые блоки, характеризующиеся наиболее низкими значениями коэффициента теплопроводности и теплоемкости среди доступных огнеупорных и теплоизоляционных материалов [108].

Неизвестной величиной в уравнении является плотность отводимого теплового потока, обеспечивающая поддержание заданной скорости охлаждения металла.

В качестве наглядной демонстрации реализации предлагаемой системы диагностики теплового состояния металла схематичное изображение цепи

управления приведено на рисунке 4.8. Система работает следующим образом: в регулятор 9 закладывают необходимую скорость охлаждения, которая в свою очередь определяет плотность отводимого теплового потока; регулятор в реальном времени отслеживает разность температур воздуха, поступающего в печь и выходящего из нее при помощи термопар 1, также снимаются показания расхода воздуха от вентилятора при помощи преобразователя 10, и по вышеприведенной зависимости (1) регулятор корректирует подачу воздуха для поддержания требуемого теплового потока путем воздействия на блок частотного управления вентилятора 8.



1 – термопары для измерения температур воздуха; 2 – трубопровод охлаждающего воздуха; 3 – охлаждаемые изделия; 4 – трубопровод нагретого воздуха; 5 – дымовая труба; 6 – камера печи; 7 – вентилятор; 8 – блок частотного управления вентилятором; 9 – ПИД регулятор; 10 – датчик давления с цифровой обработкой сигнала

Рисунок 4.8 – Схема размещения устройств автоматизации в камерной печи

Для измерения температур воздуха рекомендуется применять хромель-алюмелевые термопары ТХА тип К, способные измерять температуры вплоть до 1370 °С.

В качестве регулятора рекомендуется использовать универсальный двухканальный программный ПИД-регулятор ОВЕН ТРМ151, в модификации 03 [128]: «Одноканальное пошаговое регулирование задвижкой с датчиком

положения или без него» (рисунок 4.9), что позволит анализировать температуру обеих термопар 1 с использованием обратной связи от датчика давления воздуха 10 в трубопроводах 2 и 4 с целью точного контроля расхода воздуха.

Для измерения расхода в подающем трубопроводе установлено сужающее устройство, до и после которого снимаются показания давления датчиком типа «Сафир М» с цифровой микропроцессорной обработкой сигнала, модели 5120 с диапазоном измерения избыточного давления 2,5 - 40,0 кПа [129].



Рисунок 4.9 – Стандартная модификация TPM151 для технологических процессов

Следует отметить, что при помощи данной системы можно получить общее количество теплоты, удаляемой из печи, которое включает в себя теплоту, отданную металлом и теплоту, отданную футеровкой. Для разделения количества отводимой теплоты по составляющим параллельно с работой предлагаемой системы должна работать математическая модель прогнозного управления, основанная на решении дифференциального уравнения нестационарной теплопроводности как для металла так и для футеровки, в которой задание граничных условий теплообмена и соответственно решение внешней задачи теплообмена производится путем задания значений коэффициентов теплоотдачи на основании экспериментально установленных критериальных зависимостей. Такая математическая модель была разработана в разделе 2.

Теоретические и экспериментальные данные из разделов по математическому моделированию и системы контроля и мониторинга теплового

состояния металла при воздушном охлаждении внедрены в учебный процесс в Донецком национальном техническом университете (приложение Г).

Экономический эффект предложенных мероприятий

Экономический эффект от внедрения математической модели и системы контроля и мониторинга теплового состояния металла при воздушном охлаждении в камерной печи за счет более точного определения температурного состояния металла основывается на двух статьях:

- сокращение времени воздушного охлаждения металла;
- уменьшение количества брака производимой продукции.

Разработанные системы и мероприятия по футеровке подины печи керамоволокном позволяют сократить время охлаждения на 13 %, при этом на примере Юргинского машзавода (параметры технологии рассмотрены в подразделе 3.2) можно показать, что общая продолжительность термообработки сокращается с 78 до 76 часов. При коэффициенте использования печи $k_{и.п.}$, равном 0,8, время работы агрегата составляет:

$$\tau_{печ.год} = 365 \cdot 24 \cdot k_{и.п.} = 365 \cdot 24 \cdot 0,8 \approx 7000 \text{ часов.}$$

Благодаря сокращению времени производства каждой садки за год количество рабочих циклов печи будет следующим:

$$n_{цикл}^{до} = \frac{7000}{78} = 90 \text{ шт.}; \quad n_{цикл}^{после} = \frac{7000}{76} = 92 \text{ шт.}$$

Поскольку объем обработки за один цикл $Q_{ц}$ составляет 81 тонну заготовок, то при прочих равных условиях от сокращения продолжительности термообработки дополнительная обработка $\Delta Q_{вр}$ составит:

$$\Delta Q_{вр.} = Q_{ц.} \cdot (n_{цикл}^{после} - n_{цикл}^{до}) = 81 \cdot 2 = 162 \text{ тонны.}$$

Поскольку прибыль после налогообложения на тонну производимой продукции $P_{уд.}$ составляет 10 тысяч рублей, годовой экономический эффект от сокращения продолжительности термообработки $\mathcal{E}_{год.вр.}$ составит:

$$\mathcal{E}_{год.вр.} = \Delta Q_{вр.} \cdot P_{уд.} = 162 \cdot 10\,000 = 1,620 \text{ млн. рублей.}$$

Благодаря применению разработанных систем контроля теплового состояния металла и математической модели возможно сокращение процента брака при производстве цилиндрических заготовок в термических печах на 2%. При общем объеме производства $Q_{\text{пр.}}$, составляющем 7290 тонн металла в год, увеличение выхода годной продукции от снижения процента брака $\Delta Q_{\text{бр.}}$ может достигать:

$$\Delta Q_{\text{бр.}} = Q_{\text{пр.}} \cdot 0,02 = 7290 \cdot 0,02 = 145,8 \text{ тонны.}$$

Тогда дополнительный годовой экономический эффект от снижения процента брака $\mathcal{E}_{\text{год.бр.}}$ составит:

$$\mathcal{E}_{\text{год.бр.}} = \Delta Q_{\text{бр.}} \cdot P_{\text{уд.}} = 145,8 \cdot 10\,000 = 1,458 \text{ млн. рублей.}$$

Суммарный экономический эффект от внедрения предложенных мероприятий $\mathcal{E}_{\text{год.сум.}}$, определенный как дополнительная прибыль после налогообложения, составит:

$$\mathcal{E}_{\text{год.сум.}} = \mathcal{E}_{\text{год.вр.}} + \mathcal{E}_{\text{год.бр.}} = 1,62 + 1,458 = 3,078 \text{ млн. рублей.}$$

Выводы по разделу 4

1. В разделе представлен теплотехнический анализ интенсификации процесса охлаждения металла в камерных печах при помощи наиболее распространенного способа – увеличения расхода воздуха. Отработана методика получения зависимости средней плотности теплового потока от показателя степени при критерии Рейнольдса в критериальном уравнении, описывающем итоговый теплообмен. На примере уравнения, соответствующего типичным условиям обработки кузнечных слитков в большегрузных печах с выкатным подом показано, что двукратное увеличение расхода влечет за собой 30% интенсификацию охлаждения. Оценена энергетическая эффективность такого способа усиления, показано снижение энергетического коэффициента от 1 до 0,18 при увеличении расхода воздуха в 2 раза.

2. Проведены исследования по определению среднего коэффициента конвективной теплоотдачи и получению критериального уравнения при

импульсном режиме охлаждения, достигнутом путем подачи воздуха с в диапазоне частот 0,8-1,6 Гц. Полученное уравнение имеет следующий вид:

$$Nu=0,73 \cdot Re^{0,62} \cdot Pr^{0,36} \cdot \left(\frac{Pr_{ж}}{Pr_{ст}} \right)^{0,36} \cdot Sh^{0,23}.$$

3. Составлена методика по определению коэффициента местного сопротивления нестандартных вращающихся заслонок неполного перекрытия канала. Установлено, что для заслонки с 87% перекрытием коэффициент местного сопротивления не зависит от частоты вращения в диапазоне до 1,6 Гц и составляет 20,95. Такое значение $K_{мс}$ соответствует заслонкам полного перекрытия, повернутым на 45°.

4. Предложена инженерная методика проектного расчета процесса воздушного охлаждения, которая позволяет оценить длительность инерционного периода, общую длительность охлаждения, определить значения температуры центра и среднемассовую температуру в процессе охлаждения, а также получить требуемое значение расхода воздуха для поддержания заданной скорости охлаждения металла в печи. Такие рекомендации на этапе проектирования печи дают возможность правильно выбрать нагнетающее устройство для различной номенклатуры обрабатываемых металлических заготовок. Оценив значения продолжительности воздушного охлаждения, полученные в математическом моделировании и при помощи данной методики получена 2,5 %-ная погрешность.

5. Предложена система автоматического контроля и мониторинга за тепловым состоянием металла в камерных печах при воздушном охлаждении, основанная на анализе количества удаляемого тепла из печи, предполагающая непрерывное измерение температуры воздуха до и после печи и его расхода. Данная разработка может быть использована для поддержания заданной скорости охлаждения, а также служить источником дополнительной информации для математической модели, задавая граничные условия II рода.

6. Экономический эффект от внедрения математической модели и системы контроля и диагностики теплового состояния наряду с футеровкой подины печи керамоволокном составит 3,078 млн. рублей в год.

ВЫВОДЫ

1. На основании литературного обзора выделены основные проблемы, связанные со значительным влиянием воздушного охлаждения на свойства металла в цикле термической обработки; отсутствием в открытых литературных источниках критериальных уравнений, описывающих конвективный теплообмен в камерных печах при условиях обдува тел, приближенных к реальным телам в натуральную величину; отсутствием общепринятой инженерной методики расчета процесса воздушного охлаждения.

2. Разработана математическая модель для исследования процесса конвективного теплообмена в камерных печах. Математическая модель базируется на решении дифференциального уравнения нестационарной теплопроводности с дифференциальным учетом участков футеровки, взаимным теплообменом металла с элементами футеровки, а также определении температуры натекания воздушной среды на тело на основании теории турбулентных струй, с учетом смешения свежего воздуха с газовой средой печной камеры, принимающая в расчет долю конвективной и лучистой составляющей в общем количестве отводимой теплоты от металла. Модель позволяет вести расчет в 60-100 раз быстрее темпа реального времени за счет использования одномерной постановки задачи при гарантированном достижении заданного уровня точности. Адекватность математической модели подтверждена.

3. Разработана лабораторная модель камерной печи для определения коэффициента конвективной теплоотдачи, получения критериальных уравнений для конкретных схем натекания воздуха. В дальнейшем полученные критериальные уравнения использованы в математической модели для исследования реальной картины натекания.

4. В результате проведения физического эксперимента получены критериальные уравнения, описывающие теплообмен в камерной печи при обдуве тел кубической и цилиндрической формы с характерными степенями при

Рейнольдсе и множителями перед уравнением равными 0,62; 0,14 и 0,5; 1,49 соответственно.

5. Исследовано влияние параметров футеровки на процесс воздушного охлаждения в печи. Показано среднее ускорение данной операции при использовании низкоинерционных материалов футеровки взамен плотного огнеупора на 43-50% в зависимости от расхода охладителя. При использовании плотной подины и керамоволокнистого покрытия стен и свода ускорение составляет 30-41% в зависимости от тех же параметров.

6. Проведен анализ доли лучистой и конвективной составляющей при охлаждении металла в печи при различных параметрах садки, расходах и параметрах футеровки, благодаря чему установлен механизм съема тепла с металла. Установлено, что доля конвективной составляющей находится в пределах 10-30% в зависимости от массы садки печи и расхода охлаждающего воздуха.

7. Разработана инженерная методика проектного расчета процесса воздушного охлаждения металла в печи, позволяющая определять необходимое количество воздуха для поддержания заданного темпа охлаждения.

8. Предложена и проанализирована возможность интенсификации охлаждения при помощи подачи воздуха в импульсном режиме в диапазоне частот 0,8-1,6 Гц. Получено критериальное уравнение, описывающее конвективный теплообмен при импульсной подаче воздуха для тел кубической формы:

$$Nu = 0,73 \cdot Re^{0,62} \cdot Pr^{0,36} \cdot (Pr_{ж}/Pr_c)^{0,25} \cdot Sh^{0,23}.$$

В импульсном режиме среднее увеличение коэффициента конвективной теплоотдачи составляет 17,5%. Энергетический коэффициент в данном случае на 53% выше, чем при аналогичной интенсификации, достигнутой путем повышения расхода.

9. Получена формула для определения коэффициента местного сопротивления вращающихся заслонок неполного перекрытия. Установлено, что на малых частотах вращения $K_{мс}$ заслонки с 87% перекрытием составляет 20,95. Значение может быть использовано для расчета аэродинамической сети печи с учетом пульсатора и выбора нагнетателя.

10. Предложена система автоматического контроля процесса охлаждения, основанная на анализе количества удаляемого тепла из печи, который выполняется на основании расчетной обработки текущих значений температур свежего и удаляемого воздуха, а также расхода воздуха. Преимуществом данной системы являются минимальная стоимость составных компонентов оборудования, надежность и достаточная точность результатов. Работая в паре с разработанной математической моделью, данная система может параллельно задавать дополнительную информацию в виде граничных условий II рода.

СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. **Абрикосов, А.А.** Основы теории металлов [Текст] / А.А. Абрикосов. – М.: ФИЗМАТЛИТ, 2010. – 601 с.
2. **Сажин, В.Б.** Основы материаловедения [Текст] / В.Б. Сажин. – М.: Теис, 2005. – 155 с.
3. **Солнцев, Ю.П.** Материаловедение [Текст] / Ю.П. Солнцев, Е.И. Пряхин. – СПб.: Химиздат, 2007. – 783 с.
4. **Воробьева, А.А.** Материаловедение [Текст] / А.А. Воробьева, Д.А. Жуков. – М.: АРГАМАК-МЕДИА, 2014. – 304 с.
5. **Новиков, И.И.** Металловедение [Текст] / И.И. Новиков, В.С. Золоторевский, В.К. Портной и др. – М.: МИСиС, 2009. – 496 с.
6. **Ушаков, В.Г.** Выбор марки стали и режима термической обработки деталей машин [Текст] / В.Г. Ушаков, В.И. Филатов, Х.М. Ибрагимов. – Челябинск: ЮУрГУ, 2001. – 23 с.
7. **Биронт, В.С.** Теория термической обработки металлов. [Текст]. Т. 1 Отжиг / В.С. Биронт. – Красноярск: СФУ: ИЦМиЗ, 2007. – 234 с.
8. **Золоторевский, В.С.** Металловедение. [Текст]. Т. 2 Термическая обработка. Сплавы. / В.С. Золоторевский. – М.: МИСиС, 2014. – 528 с.
9. **Лыгденов, Б.Д.** Термоциклирование. Структура и свойства [Текст] / Б.Д. Лыгденов, Ю.П. Хараев, А.Д. Грешилов и др. – Барнаул: Системы управления, 2014. – 252 с.
10. **Теплухин, Г.Н.** Металловедение и термическая обработка [Текст] / Г.Н. Теплухин, А.В. Гропянов. – СПб.: СПбГТУ РП, 2011. – 169 с.
11. **Новиков, И.И.** Металловедение, термообработка и рентгенография [Текст] / И.И. Новиков, Г.Б. Строганов, А.И. Новиков. – М.: МИСиС, 1994. – 480 с.
12. **Титова, Т.И.** Структура и свойства высокохромистой стали мартенситного класса после термической обработки [Текст] / Т.И. Титова, В.Н. Цеменко, Д.В. Ратушев // Металловедение и термическая обработка металлов, 2013. - № 10 (700). – С. 48-52.

13. **Крылова, С.Е.** Исследование структуры и свойств валков горячей прокатки из стали 70ХЗГ2ВТБ после термической обработки [Текст] / С.Е. Крылова, О.А. Клецова, С.С. Кочковская // *Металловедение и термическая обработка металлов*, 2015. - № 2 (716). – С. 28-32.
14. **Ворошнин, Л.Г.** Теория и технология химико-термической обработки [Текст] / Л.Г. Ворошнин, О.Л. Менделеева, В.А. Сметкин. – М.: Новое знание, 2010. – 304 с.
15. **Гурьев, А.М.** Упрочнение литой быстрорежущей стали термоциклической обработкой [Текст] / А.М. Гурьев, Ю.П. Хараев, М.А. Гурьев // *Современные наукоемкие технологии*, 2005. – № 10. – С. 79-81.
16. **Алимов, В.И.** Упрочнение стальных изделий потоком движущегося воздуха [Текст] / А.В. Алимов, О.В. Олейникова (Пушкина), Т.Е. Багликова // сб. науч. тр. ДонНТУ: *Металлургия*, 2011. – № 13 (194). – С. 157-162.
17. **Шмитт-Томас, К.Г.** *Металловедение для машиностроения*. [Текст] / К.Г. Шмитт-Томас. – М.: *Металлургия*, 1995. – 512 с.
18. **Горелик, С.С.** Рекристаллизация металлов и сплавов [Текст] / С.С. Горелик. – М.: МИСиС, 2005. – 432 с.
19. **Фетисов, Г.П.** *Материаловедение и технология материалов* [Текст] / Г.П. Фетисов, Ф.А. Гарифуллин. – М.: ИНФРА-М, 2014. – 397 с.
20. **Шепелевич, В.Г.** Структурно-фазовые превращения в металлах [Текст] / В.Г. Шепелевич. – Минск: БГУ, 2007. – 167 с.
21. **Ильин, С.И.** Технология термической обработки сталей [Текст] / С.И. Ильин, Ю.Д. Корягин. – Челябинск: Издательский центр ЮУрГУ, 2009. – 120 с.
22. **Биронт, В.С.** Теория термической обработки металлов [Текст]. Т. 2 Закалка, старение и отпуск / В. С. Биронт. – Красноярск: СФУ: ИЦМиЗ, 2007. – 172 с.
23. **Коротких, М.Т.** Технология конструкционных материалов и материаловедение [Текст] / М.Т. Коротких. – СПб: СГПУ, 2004. – 104 с.
24. Общие сведения о термической обработке стали и чугуна [Электронный ресурс]. – Техническая и гуманитарная литература: [сайт]. URL:

http://www.telenir.net/hobbi_i_remesla/slesarnoe_delo_prakticheskoe_posobie_dlja_slesarja/p4.php (дата обращения: 17.12.2015).

25. **Соколов, К.Н.** Технология термической обработки и проектирование термических цехов [Текст] / К.Н. Соколов, И.К. Коротичю – М.: Metallurgiya, 1988. – 384 с.
26. **Попова, Л.Е.** Диаграммы превращения аустенита в сталях и бета-раствора в сплавах титана [Текст]. Справочник термиста / Л.Е. Попова, А.А. Попов. – М.: Metallurgiya, 1991. – 503 с.
27. **Фетисов, Г.П.** Материаловедение и технология металлов [Текст] / Г.П. Фетисов, М.Г. Карпман, В.М. Матюнин. – М.: Высш. шк.. – 2005. – 862 с.
28. **Натапов, Б.С.** Термическая обработка металлов [Текст] / Б.С. Натапов. – К.: Выща школа, 1980. – 288 с.
29. **McGuire, M.** Stainless Steels for Design Engineers. [Текст] / M. McGuire. – ASM International, 2008. – 304 с.
30. **Биронт, В.С.** Теория термической обработки металлов [Текст]. Т.3 Комбинированные методы / В.С. Биронт. – Красноярск: СФУ: ИЦМиЗ, 2007. – 152 с.
31. **Тихонов, А.С.** Термоциклическая обработка сталей, сплавов и композитных материалов [Текст] / А.С. Тихонов, В.В. Белов, И.Г. Леушин. – М.: Наука, 1984. – 187 с.
32. **Гурьев, А.М.** Термоциклическое и химическое упрочнение сталей [Текст] / А.М. Гурьев, Л.Г. Ворошин, Ю.П. Хараев // Ползуновский вестник, 2005. - № 2-2. – С. 36-43.
33. **Новиков, И.И.** Дефекты кристаллического строения металлов [Текст] / И.И. Новиков. – М.: Metallurgiya, 1983. – 232 с.
34. **Новиков, И.И.** Теория термической обработки металлов [Текст] / И.И. Новиков. – М.: Metallurgiya, 1986. – 480 с.
35. **Бирюков, А.Б.** Анализ современного состояния технологии воздушного охлаждения металла в печах [Текст] / А.Б. Бирюков, С.М. Сафьянц, П.А. Гнитиев

// Бюллетень научно-технической и экономической информации «Черная металлургия», 2014. – № 11. – С. 42-47.

36. **Смирнов, М.А.** Основы термической обработки стали [Текст] / М.А. Смирнов, В.М. Счастливцев, Л.Г. Журавлев. – Екатеринбург: УРО РАН, 1999. – 496 с.

37. **Губинский, В.И.** Металлургические печи [Текст] / В.И. Губинский. – Днепропетровск: НМетАУ, 2006. – 85 с.

38. **Оснос, С.П.** Применение современных волокнистых теплоизоляционных и огнеупорных материалов в тепловых агрегатах [Текст] / С.П. Оснос, О.И. Гололобов // Строительные материалы и изделия, 2000. – № 11. – С. 120-125.

39. **Оснос, С.П.** Опыт применения современных волокнистых огнеупорных материалов и систем отопления [Текст] / С.П. Оснос, О.И. Гололобов // Строительные материалы и изделия, 2001. – № 4. – С. 130-136.

40. НКМЗ. Термическое производство [Электронный ресурс]. – Виды термической обработки: [сайт]. URL: <http://www.nkmz.com/index.php?id=144> (дата обращения: 2015.12.17).

41. **Ревун, М.П.** Новые схемы импульсного отопления нагревательных и термических печей [Текст] / М.П. Ревун, А.И. Бирищенко, А.И. Чепрасов, С.В. Башлий и др. // Металлургическая и горнорудная промышленность, 2005. – № 3. – С. 97-100.

42. **Хабаров, В.Н.** Высокотемпературные теплоизоляционные изделия [Текст] / В.Н. Хабаров, А.В. Зуев // Новые огнеупоры, 2010. – № 4. – С. 82-86.

43. **Cobb, H.M.** The History of Stainless Steel. [Текст] / H.M. Cobb. – XXIV ed. ASM International, 2010. – 359 с.

44. **Totten, G.E.** Steel Heat Treatment [Текст]. Metallurgy And Technologies / G.E. Totten. – Taylor & Francis Group, 2006. – 820 с.

45. **Адамова, Н.А.** Регламентная закалка в воде крупных стальных изделий [Текст] / Н.А. Адамова // Металловедение и термическая обработка металлов, 1991. – №4. – С. 29-30.

46. **Бернст, Р.** Технология термической обработки стали [Текст] / Р. Бернст. – М.: Металлургия, 1976. – 608 с.
47. **Губинский, В.И.** Нагревательные печи металлургии сегодня и завтра [Текст] / В.И. Губинский // Теория и практика металлургии, 2004. – № 6. – С. 56-60.
48. **Курбатов, Ю.Л.** Нагнетатели и тепловые двигатели в теплотехнике [Текст]. В 2-х частях / Ю.Л. Курбатов. – Донецк: НОРД-ПРЕСС, 2007. – 286 с.
49. **Курбатов, Ю.Л.** Металлургические печи [Текст] / Ю.Л. Курбатов, Ю.Е. Василенко. – Донецк: ГВУЗ «ДонНТУ». – 2013. – 388 с.
50. **Усольцев, А.А.** Частотное управление асинхронными двигателями [Текст] / А.А. Усольцев. – СПб: СПбГТУ ИТМО, 2006. – 94 с.
51. **Гусовские, В.Л.** Современные нагревательные и термические печи [Текст] / В.Л. Гусовский, М.Л. Ладыгичев, А.Б. Усачев. – М.: Теплотехник, 2007 – 656 с.
52. Наши работы [Электронный ресурс]. – ООО «Уральская компания Теплострой»: [сайт]. URL: <http://www.ucsts.ru/content/nashi-raboty> (дата обращения: 17.12.2015).
53. **Улановский, А.А.** Современные системы диагностики для повышения тепловой эффективности печей термообработки [Текст] / А.А. Улановский, Л.И. Тимофеев // Мир металла, 2011. – № 2. – С. 8-11.
54. **Datapaq.** Электронный каталог изделий фирмы Datapaq. Furnace Tracker. [Электронный ресурс]. – Industrial Temperature Profiling: [сайт]. URL: <http://www.datapaq.com/Datapaq/en-r0/Products/Furnace+Tracker+Systems/Furnace+Tracker+Systems/Furnace+Tracker/Default.htm> (дата обращения: 17.12.2015).
55. **Томилин, Е.М.** Методология определения температурного состояния проходных печей: монография [Текст] / Е.М. Томилин, Н.И. Чичикало. – Донецк: Ноулидж, 2011. – 223 с.
56. **Brebbia, C.A.** Computational Methods and Experimental Measurements XIII [Текст] / C.A. Brebbia. – Napoli: UK and G.M. CARLOMAGNO, 2007. – 928 с.

57. **Линевег, Ф.** Измерение температур в технике [Текст] / Ф. Линевег. – М.: Металлургия, 1980. – 543 с.
58. **Артемьев, Б.Г.** Поверка и калибровка средств измерений [Текст] / Б.Г. Артемьев, Ю.Е. Лукашев. – М.: ФГУП «Стандартинформ», 2006. – 406 с.
59. **ГОСТ Р 8.568-97.** Государственная система обеспечения единства измерений. Аттестация испытательного оборудования. Основные положения [Текст]. – Введ. 1997-11-10. – М.: Стандартинформ, 1997. – 11 с.
60. **ГОСТ Р 8.879-2014.** Государственная система обеспечения единства измерений. Методики калибровки средств измерений. Общие требования к содержанию и изложению [Текст]. – Введ. 2014-11-20. – М.: Стандартинформ, 2015. 8 с.
61. **Раннев, Г.Г.** Методы и средства измерений [Текст] / Г.Г. Раннев, А.П. Тарасенко. – М.: Издательский центр «Академия», 2004. – 336 с.
62. Основные характеристики термопарных кабелей КТМС [Электронный ресурс]. – Электротехническая компания «Imhost»: [сайт]. URL: <http://www.imhost.ru/fire-cable/termoparn-kabel/> (дата обращения: 17.12.2015).
63. Измерение температуры в индукционных печах [Электронный ресурс]. – ООО Индукционные Установки: [сайт]. URL: <http://mexel.narod.ru/Termopar.html> (дата обращения: 17.12.2015).
64. **Илющенко, В.И.** Измерения в энергетике [Текст] / В.И. Илющенко, А.И. Туяхов, С.М. Сафьянц. – Донецк: Норд-Пресс, 2008. – 352 с.
65. **Булгак, Л.И.** Автоматизация методических печей [Текст] / Л.И. Булгак, И.Б. Вольфман, С.Ю. Ефроймович. – М.: Металлургия, 1981. – 196 с.
66. **Фарзани, Н.Г.** Технологические измерения и приборы [Текст] / Н.Г. Фарзани, Л.В. Илясов. – М.: Высшая школа, 1989. – 456 с.
67. Автоматы управления горелкой Kromschroeder BCU 480 [Электронный ресурс]. – Kromschroeder. Продажа оборудования для горелок и котлов: [сайт]. URL: http://kromshroder.ru/controller/bcu_480/ (дата обращения: 17.12.2015).
68. Разработка системы диспетчерского управления технологическим процессом учебно-экспериментальной установки целлюлозно-бумажного

производства [Электронный ресурс]. – Научный журнал "Молодой ученый": [сайт]. URL: <http://www.moluch.ru/archive/60/8697/> (дата обращения: 17.12.2015).

69. **Тымчак, В.М.** Расчет нагревательных и термических печей [Текст] / В.М. Тымчак. – М.: Metallurgy, 1983. – 480 с.

70. **Бирюков, А.Б.** Энергоэффективность и качество тепловой обработки материалов в печах: монография [Текст] / А.Б. Бирюков. – Донецк: Ноулидж, 2012. – 248 с.

71. **Гусовский, В.Л.** Методика расчета нагревательных и термических печей [Текст] / В.Л. Гусовский, А.Е. Лифшиц. – М.: Теплотехник, 2004. – 400 с.

72. **Румянцев, В.Д.** Теория тепло- и массообмена [Текст] / В.Д. Румянцев. – Днепропетровск: Пороги, 2006. – 532 с.

73. **Себиси, Т.** Конвективный теплообмен. Физические основы и вычислительные методы [Текст] / Т. Себиси, П. Бредшоу. – М.: Мир, 1987. – 592 с.

74. **Цветков, Ф.Ф.** Тепломассообмен [Текст] / Ф.Ф. Цветков, Б.А. Григорьев. – М.: Издательство МЭИ, 2011. – 562 с.

75. **Недопекин, Ф.В.** Теоретические и прикладные аспекты теплопереноса [Текст] / Ф.В. Недопекин, С.И. Гинкул, Е.В. Новикова. – Донецк: ДонНУ, 2013. – 321 с.

76. **Кутателадзе, С.С.** Основы теории теплообмена [Текст] / С. С. Кутателадзе. – М.: Атомиздат, 1979. – 416 с.

77. **Беляев, Н.М.** Основы теплопередачи [Текст] / Н.М. Беляев. – К.: Высш. школа, 1989. – 343 с.

78. **Крейт, Ф.** Основы теплопередачи [Текст] / Ф. Крейт, У. Блэк. – М.: Мир, 1983. – 512 с.

79. **Телегин, А.С.** Тепломассоперенос [Текст] / А.С. Телегин. – М.: Metallurgy, 1995. – 400 с.

80. **Михеев, М.А.** Основы теплопередачи [Текст] / М.А. Михеев, И.М. Михеева. – М.: Энергия, 1977. – 344 с.

81. **Zulkifli, R.** Studies on pulse jet impingement heat transfer: flow profile and effect of pulse frequencies on heat transfer [Текст] / R. Zulkifli, K. Sopian // International Journal of Engineering and Technology, 2007. – Vol. 4. – № 1. – 86-94 с.

82. **Бухмиров, В.В.** Теоретические основы теплотехники в примерах и задачах [Текст] / В.В. Бухмиров, Г.Н. Цербакова, А.В. Пекунова. – Иваново: ФГБОУВПО «Ивановский государственный энергетический университет имени В.И. Ленина», 2013. – 128 с.

83. **Дымнич, А.Х.** Вопросы тепломассообмена в сталеплавильных процессах [Текст] / А.Х. Дымнич, А.А. Троянский. – Донецк: ДонНТУ, 2009. – 581 с.

84. **Бирюков, А.Б.** Совершенствование теплотехнических параметров систем производства непрерывнолитой заготовки и ее тепловой обработки [Текст] / А.Б. Бирюков. – Донецк: Ноулидж, 2013. – 471 с.

85. **Эфрон, Л.И.** Металловедение в большой металлургии. Трубные стали [Текст] / Л.И. Эфрон. – М.: Металлургиздат, 2012. – 696 с.

86. **Пат. 2132884 Российская федерация, МПК C21D9/663.** Устройство для охлаждения металла в одностопной колпаковой печи [Текст] / Э.В. Алиев, А.И. Антипенко, А.М. Беленький; заявитель Акционерное общество "Магнитогорский металлургический комбинат"; Московский государственный институт стали и сплавов. – № 97114770/02; заявл. 02.09.97; опубл. 10.07.99.

87. **Пат. 2082777 Российская федерация, МПК C21D9/663.** Устройство для охлаждения металла в одностопной колпаковой печи [Текст] / Э.В. Алиев, А.И. Антипенко, А.М. Беленький; заявитель Акционерное общество "Магнитогорский металлургический комбинат". – № 94028158/02; заявл. 27.07.94; опубл. 27.06.97.

88. **Пат. 2138749 Российская федерация, МПК F27D9/00, C21D9/663.** Способ охлаждения металла в колпаковой печи [Текст] / Л.И. Франценюк, А.М. Беленький, В.Ф. Бердышев; заявитель АО "Новолипецкий металлургический комбинат"; Московский государственный институт стали и сплавов (технологический университет). – № 98101058/02; заявл. 05.01.98; опубл. 27.09.99.

89. **Ткаченко, В.Н.** Математическое моделирование, идентификация и управление технологическими процессами тепловой обработки материалов: серия задачи и методы: математика, механика, кибернетика. Т. 13 [Текст] / В.Н. Ткаченко. – К.: наукова думка, 2008. – 244 с.
90. **Ревун, М.П.** Математическое моделирование нагрева металла в пламенной печи камерного типа [Текст] / М.П. Ревун, Ю.Н. Каюков, А.И. Чепрасов и др. // Металургія: наукові праці ЗДІА, 2009. – № 20. – С. 130-140.
91. **Арутюнов, В.А.** Математическое моделирование тепловой работы промышленных печей [Текст] / В.А. Арутюнов, В.В. Бухмиров, С.А. Крупенников. – М.: Металлургия, 1990. – 239 с.
92. **Смирнов, А.Н.** Непрерывная разливка стали [Текст] / А.Н. Смирнов, С.В. Куберский, Е.В. Штепан. – Донецк: ДонНТУ, 2011. – 482 с.
93. **Орлов, М.Е.** Теоретические основы теплотехники. Тепломассообмен [Текст] / М.Е. Орлов. – Ульяновск: УлГТУ, 2013. – 204 с.
94. **Абрамович, Г.Н.** Теория турбулентных струй. Репринтное воспроизведение издания 1960 г. [Текст] / Г.Н. Абрамович. – М.: Эколит, 2011. – 720 с.
95. **Казанцев, Е.И.** Промышленные печи. Справочное руководство для расчетов и проектирования [Текст] / Е.И. Казанцев. – М.: Металлургия, 1975. – 368 с.
96. **Зенкевич, О.С.** Метод конечных элементов в технике [Текст] / О.С. Зенкевич. – М.: Мир, 1975. – 543 с.
97. **Бахвалов, Н.С.** Численные методы: учебное пособие для студентов физико-математических специальностей вузов [Текст] / Н.С. Бахвалов. – М.: БИНОМ, 2008. – 636 с.
98. **Мареев, В.В.** Основы метода конечных разностей [Текст] / В.В. Мареев, Е.Н. Станкова. – СПб: С.-Петерб. ун-та., 2012. – 64 с.
99. **Швыдкий, В.С.** Математические методы теплофизики [Текст] / В.С. Швыдкий, М.Г. Ладыгичев, В.С. Шаврин. – М.: Теплотехник, 2005. – 232 с.

100. **Калитин, Н.Н.** Численные методы [Текст] / Н.Н. Калитин. – М.: Наука, 1978. – 512 с.
101. **Колешко, С.Б.** Механика жидкости и газа. Разностные схемы [Текст] / С.Б. Колешко, Ф.Д. Попов. – СПб: Изд-во СПбГТУ, 2001. – 72 с.
102. **Абдульманов, Р.Р.** Измерение физических величин [Текст] / Р.Р. Абдульманов, Л.И. Коганов. – Самара: СамГАПС, 2006. – 25 с.
103. **Кремер, Н.Ш.** Эконометрика [Текст] / Н.Ш. Кремер, Б.А. Путко. – М.: ЮНИТИ-ДАНА, 2010. – 328 с.
104. **Бирюков, А.Б.** Исследование конвективного теплообмена в печах камерного типа [Текст] / А.Б. Бирюков, П.А. Гнитиев. // Проект Sworld. Междунар. научно-практич. интернет-конф. «Современные направления теоретических и прикладных исследований 2014» 18-30 марта 2014 г. – Иваново: Маркова АД, 2014. – С. 48-53.
105. **Gnitiev, P.A.** Young scientists' researches and achievements in science [Текст] / P.A. Gnitiev // Материалы региональной межвузовской научно-технической конференции для молодых ученых «Improvement of technological and design parameters of metal air cooling systems in the thermal periodic action furnace». – Донецк. 17 апреля 2014 г.
106. **Chaddock, R.E.** Principles and Methods of Statistics [Текст] / R.E. Chaddock. - New York: Houghton Mifflin Co., 1925. – 471 с.
107. **Бирюков, А.Б.** Математическая модель для изучения процессов воздушного охлаждения металла в печах [Текст] / А.Б. Бирюков, А.И. Волошин, П.А. Гнитиев // Сталь, 2015. – № 7, С. 77-81.
108. **Мазур В.Л.** Производственный опыт теплоизоляции высокотемпературных агрегатов в металлургии [Текст] / В.Л. Мазур, А.И. Рябов, В.В. Мазур // Металлургическая и горнорудная промышленность, 2009. – № 3. – С. 131-134.
109. **Гнитиев, П.А.** Современная наука: исследования, идеи, результаты, технологии [Текст] / П.А. Гнитиев, А.Б. Бирюков // Исследование влияния расхода

воздуха на механизм охлаждения металла в камерных печах. – Днепропетровск: НПВК «Триакон», 2015. – Т. 1 (16). – С. 165-168.

110. Разработка, проектирование и изготовление нагревательных, термических и сушильных печей с конвективным типом теплообмена на основе применения промышленных жаропрочных, печных вентиляторов конструкции ОАО «ВНИИМТ» [Электронный ресурс]. – Жаропрочные, печные вентиляторы конструкции ВНИИМТ: [сайт] URL: http://www.vniimt.ru/rus/print.php?p=info_additional&id=18 (дата обращения: 17.12.2015).

111. **Гортышов, Ю.Ф.** Интенсификация теплообмена. Теплогидравлическая эффективность перспективных способов интенсификации теплоотдачи в каналах теплообменного оборудования [Текст] / Ю.Ф. Гортышов, И.А. Попов, В.В. Олимпиев. – Казань: Центр инновационных технологий, 2009. – 531 с.

112. **Байгалиев, Б.Е.** Теплообменные аппараты [Текст] / Б.Е. Байгалиев, А.В. Щелчков, А.Б. Яковлев и др. – Казань: Изд-во Казан. гос. техн. ун-та, 2012. – 180 с.

113. **Остапенко, Д.В.** Повышение эффективности жаротрубного теплогенератора за счет улучшения конвективного теплообмена: [Диссертация] ... канд. тех. наук: 05.23.03. / Д.В. Остапенко. – Макеевка, 2015. – 235 с.

114. **Бирюков, А.Б.** Сравнение интенсивности конвективного теплообмена при импульсном и безимпульсном режимах подачи теплоносителя: [Текст] / А.Б. Бирюков, Сафьянц С.М., П.А. Гнителиев. // Проект Sworld. Междунар. научно-практич. интернет-конф. «Современные направления теоретических и прикладных исследований 2014» 17-28 июня 2014 г. – Иваново: Маркова АД, 2014. – С. 77-82.

115. **Юдин, Ю.В.** Разработка конструкции водокапельных охлаждающих устройств для термической обработки валков прокатных станов [Текст] / Ю.В. Юдин, М.В. Майсурадзе, Н.П. Ануфриев // Металловедение и термическая обработка металлов, 2013. – № 3 (693). – С. 14-19.

116. **Бирюков, А.Б.** Теплотехника непрерывной разливки стали и тепловой обработки заготовок [Текст] / А.Б. Бирюков. – Saarbrücken: LAMBERT Academic Publishing, 2015. – 444 с.

117. **Бирюков, А.Б.** Теплотехнический анализ интенсификации охлаждения металла в камерных печах [Текст] / А.Б. Бирюков, П.А. Гнитиев // Технічна теплофізика та промислова теплоенергетика: зб. наук. праць, 2015. – № 7. – С. 14-23.

118. **Бирюков, А.Б.** Исследование возможности ускорения операции воздушного охлаждения заготовок в печи за счет импульсной подачи охлаждающего воздуха [Текст] / А.Б. Бирюков, П.А. Гнитиев // Сборник научных трудов Национальной металлургической академии Украины, 2013. – № 5 (20). – С. 9-15.

119. **Гнитиев, П.А.** Конвективный теплообмен в печах при импульсном и безимпульсном режимах подачи теплоносителя [Текст] / П.А. Гнитиев // Промышленная теплотехника, 2015. – № 2. – С. 39-47.

120. Пат. **85127 Украина, МПК F28F 13/10.** Спосіб інтенсифікації конвективного теплообміну [Текст] / Бирюков А.Б., Гавриленко Б.В., Скоробогатова И.В., Гнитиев П.А.; заявитель Государственное высшее учебное заведение донецкий национальный технический университет. - u201306161; заявл. 18.05.2013; опубл. 11.11.2013, Бюл. № 21. – 5 с. : ил

121. **Курбатов, Ю.Л.** Гідрогазодинаміка у теплотехніці [Текст] / Ю.Л. Курбатов, М.С. Масс, В.В. Кравцов. – Донецк: Норд-Пресс, 2009. – 234 с.

122. **Бирюков, А.Б.** Изучение гидродинамических параметров работы устройств, предназначенных для создания низкочастотного пульсирующего расхода газообразных сред [Текст] / А.Б. Бирюков, П.А. Гнитиев // Металл и литье Украины, 2014. – № 2 (249). – С. 24-27.

123. **Бирюков, А.Б.** Изучение гидродинамических параметров работы устройств, предназначенных для создания низкочастотного пульсирующего расхода газообразных сред [Текст] / А.Б. Бирюков, П.А. Гнитиев // XXIV Міжнародна науково-практична конференція «Інноваційний потенціал світової науки – XXI сторіччя». – Запоріжжє, 2014. – Т. 2. – С. 54-56.

124. **Бирюков, А.Б.** Аналитическая методика для определения температурного состояния заготовок при их воздушном охлаждении в печах

[Текст] / А.Б. Бирюков, П.А. Гнитиев // VII Международная научно-практическая конференция «Донбас 2020: Перспективы розвитку очима молодих вчених». – Донецк. 20-23 мая 2014 г. – Секция 2.02. – С. 9-12.

125. **Бирюков, А.Б.** Повышение качества термической обработки изделий ответственного назначения как способ снижения ресурсоэнергопотребления [Текст] / А.Б. Бирюков, П.А. Гнитиев // XXIV Всеукраинская научная конференция аспирантов и студентов «Охрана окружающей среды и рациональное использование природных ресурсов» ДонНТУ. – Донецк, 2014. – Т 2. С. 115-117.

126. **Гнитиев, П.А.** Система контроля и мониторинга теплового состояния металла при воздушном охлаждении в камерной печи [Текст] / П.А. Гнитиев, А.Б. Бирюков // Сборник научных трудов XIV научно-технической конференции аспирантов и студентов в г. Донецке. – Донецк, 22-24 апреля 2014. – С. 288-289.

127. **Гнитиев, П.А.** Система диагностики теплового состояния металла в камерной печи [Текст] / П.А. Гнитиев // Молодежный форум: технические и математические науки. – Воронеж: ФГБОУ ВО «ВГЛТУ», 2015. – С. 266-269.

128. Универсальный двухканальный программный ПИД-регулятор ОВЕН ТРМ151 - Модификации [Электронный ресурс]. – ОВЕН - измерительные приборы, датчики, регуляторы: [сайт]. URL: http://www.owen.ru/catalog/universal_nij_dvuhkanal_nij_programmnij_pid_regulyator_oven_trm151/86810059 (дата обращения: 21.01.2016).

129. «Сафир М» датчик давления с цифровой обработкой сигнала [Электронный ресурс]. – Комплексное решение задач измерения давления, расхода, уровня. Датчики давления "Сафір". Производство, продажа и обслуживание.: [сайт]. URL: <http://www.manometr-kharkov.com/katalog/katalog%20SafirM%20microproc.pdf> (дата обращения: 21.01.2016).

ПРИЛОЖЕНИЕ А

Таблица А.1 – Параметры наиболее распространенных керамоволокнистых огнеупоров

Параметры	2300 Moldable	2300 Pumpable	2600 Pumpable	CF Cement 1300	CF Cement 1500	Rigidizer 2300	Rigidizer 2700	Seal Coat 2600
Температура использования								
Макс. использования °C	1200	1200	1425	1260	1500	1260	1482	1425
Долгосрочного использования °C	1200	1200	1370	1260	1500	1093	1482	1325
Плотные составляющие	50	40	36	70-72	72-75			43
Толщина слоя, норма, mm (in)				0,25-1,0	1-3			
Расход m ² /l				1,2-2,5	0,5	100	75	
Плотность в жидком состоянии кг/m ³	70-75	70-75	75-80					1218-1314
Плотность в сухом состоянии кг/m ³	40-45	30-35	25-29					481-577
Линейное сжатие (%) 24Hrs.@1093°C	2,8	2,8	2,5	3,1 (1260)	3,1 (1260)			
Хим. анализ (%)								2,8 (1426)
Al ₂ O ₃	40-42	45-47	41-45					47-50
SiO ₂	50-52	50-52	46-50					49-52

ПРИЛОЖЕНИЕ Б

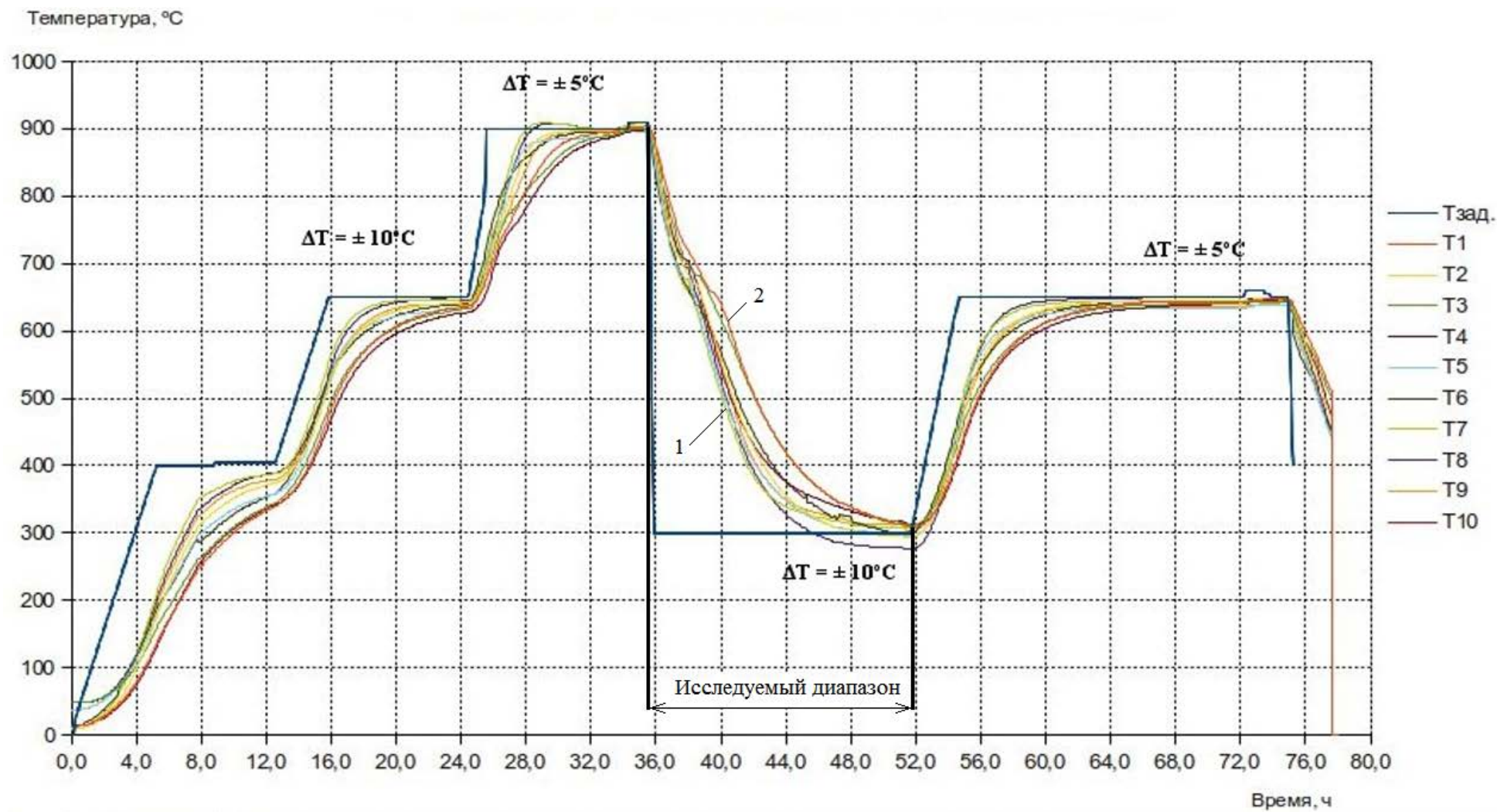


Рисунок Б.1 – Термограмма предприятия ОАО «Юргинский машзавод»

ПРИЛОЖЕНИЕ В

	ЗАО “ТЕРМОСТАЛЬ” технологии и оборудование для термической обработки
195196, С.-Петербург, Малоохтинский пр., 86-в; тел./факс 444-82-67 тел.: 444-37-90, 444-43-78, 444-24-22, 444-40-47; www.termostal.ru; termostal@termostal.ru	

АКТ

о внедрении результатов диссертационного исследования

В 2015 г. в ЗАО «Термосталь» принята к использованию математическая модель определения теплового состояния заготовок и футеровки термической печи при воздушном охлаждении металла в зависимости от технологических и конструктивных параметров процесса. Данная модель создана аспирантом Донецкого национального технического университета Гнитиёвым П.А. в результате выполнения диссертационного исследования на тему «Совершенствование технологических и конструктивных параметров процессов воздушного охлаждения материалов».

Созданная модель характеризуется высокой скоростью вычислений, в 60-100 раз превышающей темп реального времени, и потому может быть непосредственно интегрирована в алгоритмы АСУ ТП. Использование данной модели позволит выдавать по ходу операции текущий прогноз теплового состояния металла и футеровки и на основе этой информации принимать оперативные решения о корректировке продолжительности операции. Также созданная модель позволяет на стадии проектирования печи обосновывать выбор рациональных значений конструктивных и технологических параметров, определяющих качество и продолжительность операции воздушного охлаждения.

Генеральный директор, канд.техн. наук

Г.Г.Немзер

Технический директор, канд.техн. наук

Н.А.Немзер



ПРИЛОЖЕНИЕ Г



**МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ И НАУКИ
ДОНЕЦКОЙ НАРОДНОЙ РЕСПУБЛИКИ
ГОСУДАРСТВЕННОЕ ВЫСШЕЕ УЧЕБНОЕ ЗАВЕДЕНИЕ
"ДОНЕЦКИЙ НАЦИОНАЛЬНЫЙ ТЕХНИЧЕСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ"**

83001, г. Донецк, ул. Артема, 58 тел.: (062) 337-17-33, 335-75-62, факс:

(062) 304-12-78

эл. почта: info@dgtu.donetsk.ua

от 15.03.16 № 01-62/24
на № _____ от _____

Диссертационный совет Д 01.016.03 при
Донецком национальном университете

СПРАВКА

о внедрении результатов исследований диссертационной работы Гнитиева П.А. на тему «Совершенствование технологических и конструктивных параметров процессов воздушного охлаждения металла в камерных печах», представленную на соискание ученой степени кандидата технических наук по специальности 05.14.04 – промышленная теплоэнергетика

Результаты, полученные при выполнении диссертационного исследования Гнитиевым П.А., используются в учебном процессе кафедры технической теплофизики Донецкого национального технического университета при подготовке студентов по профилю «Промышленная теплотехника»:

- система контроля и мониторинга теплового состояния металла при воздушном охлаждении в камерной печи, представляется студентам, при изучении курса «Автоматизация производственных процессов и микропроцессорная техника».

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



К.Н. Маренич

Глава научно-методической комиссии
направления подготовки 22.03.02 «Металлургия»,
заведующий кафедрой «Обработка металлов
давлением»,
д.т.н. профессор

Е.А. Руденко