

**Бирюков А.Б.**

**СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ  
ТЕПЛОТЕХНИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ СИСТЕМ  
ПРОИЗВОДСТВА НЕПРЕРЫВНОЛИТОЙ  
ЗАГОТОВКИ И ЕЕ ТЕПЛОВОЙ ОБРАБОТКИ**

Монография

**Донецк 2013**

**УДК 621.746:621.783:621.785**

Рецензенты:

доктор технических наук, профессор, заведующий кафедрой электрометаллургии ДонНТУ **Троянский А.А.**

доктор технических наук, профессор, заведующий кафедрой промышленной теплоэнергетики НМетАУ **Губинский М.В.**

доктор технических наук, профессор, зав. отделом теории управляющих систем Института прикладной математики и механики НАН Украины **Ткаченко В.Н.**

Рекомендовано к печати Ученым Советом Донецкого национального технического университета (протокол № 7 от 18.10.2013)

**Бирюков А.Б. Совершенствование теплотехнических параметров систем производства непрерывнолитой заготовки и ее тепловой обработки:** Монография.– Донецк: Ноулидж (донецкое отделение), 2013.– 472 с.

Монография посвящена научно-технической проблеме совершенствования теплотехнических параметров систем производства непрерывнолитой заготовки и ее тепловой обработки. Основными задачами являются обеспечение надежной работы оборудования и достижение заданных параметров теплового состояния металла при высоком уровне ресурсоэнергосбережения. В качестве инструментов для исследования в работе используются методы математического и физического моделирования, а также метод инженерного анализа.

Типовыми промышленными объектами, для которых проводится исследование, являются машины непрерывного литья заготовок (прежде всего сортовые МНЛЗ), а также пламенные печные агрегаты непрерывного и периодического действия, предназначенные для нагрева заготовок под прокатку и термической обработки заготовок и проката соответственно.

Работа предназначена для научных и инженерно-технических работников научно-исследовательских и проектных институтов, металлургических и машиностроительных предприятий, а также преподавателей и студентов технических вузов.

ISBN

© Бирюков А.Б.

## СОДЕРЖАНИЕ

ВВЕДЕНИЕ	8
ГЛАВА 1. ОБЗОР РЕШЕНИЙ В ОБЛАСТИ ВЫБОРА РАЦИОНАЛЬНЫХ ТЕПЛОТЕХНИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ РЕАЛИЗАЦИИ ТЕХНОЛОГИЙ НЕПРЕРЫВНОЙ РАЗЛИВКИ СТАЛИ И ТЕПЛОВОЙ ОБРАБОТКИ ЗАГОТОВОК	12
1.1 Процессы разливки стали и тепловой обработки заготовок как важный элемент формирования качества и себестоимости конечной продукции	12
1.2 Современное состояние процессов непрерывной разливки стали: научно-технические проблемы и перспективы развития	16
1.3 Современное состояние процессов тепловой обработки стальных заготовок и проката: научно-технические проблемы и перспективы развития	30
1.4 Теплофизические основы эффективного управления теплотехническими процессами систем производства непрерывнолитой заготовки и ее тепловой обработки	37
1.5 Выводы	68
ГЛАВА 2. СОЗДАНИЕ ЕДИНОГО МАТЕМАТИЧЕСКОГО КОМПЛЕКСА ДЛЯ ИЗУЧЕНИЯ ТЕПЛОТЕХНИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ В СИСТЕМАХ ПРОИЗВОДСТВА НЕПРЕРЫВНОЛИТОЙ ЗАГОТОВКИ И ЕЕ ТЕПЛОВОЙ ОБРАБОТКИ	71
2.1 Общие положения	71
2.2 Математическая формулировка задачи для создания общей модели теплотехнических процессов в системах производства непрерывнолитой заготовки и ее тепловой обработки	72

2.3	Отработка подходов для учета наложения различных физико-химических явлений на решение тепловой задачи	74
2.4	Учет влияния гидродинамических процессов в жидкой лунке затвердевающих тел на решение тепловой задачи	77
2.5	Задание условий однозначности	80
2.6	Задание граничных условий теплообмена для операций разливки стали и тепловой обработки заготовок	95
2.7	Зависимость теплофизических свойств металла от температуры	119
2.8	Численное решение поставленной задачи	120
2.9	Подтверждение адекватности разработанной математической модели	126
2.10	Применение метода математического моделирования для исследования и оптимизации тепловых параметров технологий непрерывной разливки стали и тепловой обработки заготовок	139
2.11	Выводы	160
ГЛАВА 3. ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ТЕПЛОВОЙ РАБОТЫ КРИСТАЛЛИЗАТОРОВ ВЫСОКОСКОРОСТНЫХ СОРТОВЫХ МНЛЗ		164
3.1	Изучение процессов температурной усадки формирующейся непрерывнолитой заготовки в кристаллизаторе	164
3.2	Изучение неравномерности затвердевания непрерывнолитых заготовок в радиальных кристаллизаторах, вызванной воздействием падающей струи металла	191
3.3	Разработка методики контроля тепловых процессов, протекающих в кристаллизаторе	207
3.4	Выводы	222

ГЛАВА 4. СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ТЕПЛОВЫХ ПРОЦЕССОВ В ЗВО СОВРЕМЕННЫХ МНЛЗ	227
4.1 Изучение неравномерности распределения температуры на поверхности непрерывнолитой заготовки, формирующейся в зоне вторичного охлаждения	227
4.2 Разработка методики определения оптимальных параметров охлаждения в ЗВО	236
4.3 Разработка методики оперативной идентификации количества засоренных форсунок ЗВО	248
4.4 Автоматический контроль точности поддержания заданного температурного состояния заготовки в ЗВО	256
4.5 Расширение осевой зоны равноосных кристаллов заготовок, разливаемых на радиальных высокоскоростных сортовых МНЛЗ	261
4.6 Выводы	272
ГЛАВА 5. АНАЛИЗ ПУТЕЙ ПОВЫШЕНИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ РАБОТЫ ПЛАМЕННЫХ НАГРЕВАТЕЛЬНЫХ ПЕЧЕЙ	275
5.1 Общие положения	275
5.2 Пути сокращения потерь тепла рабочей камерой	277
5.3 Пути повышения значения коэффициента использования топлива	286
5.4 Совместный учет одновременной реализации мероприятий по снижению расхода топлива	335
5.5 Выводы	336
ГЛАВА 6. ОПРЕДЕЛЕНИЕ РАЦИОНАЛЬНЫХ РЕЖИМОВ РЕАЛИЗАЦИИ ТЕХНОЛОГИЙ ТЕПЛОВОЙ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛА В ПЕЧАХ	339
6.1 Создание эффективного аналитического комплекса для автоматического расчета процессов тепловой обработки заготовок в печах	339

6.2	Использование математической модели тепловой обработки металла в печах	347
6.3	Экономия затрат на топливо для нагрева металла в печах за счет замены природного газа искусственными газами	353
6.4	Выводы	367
	<b>ГЛАВА 7. ИМПУЛЬСНОЕ ОТОПЛЕНИЕ КАК ИНСТРУМЕНТ ДЛЯ СОКРАЩЕНИЯ РАСХОДА ТОПЛИВА</b>	<b>369</b>
7.1	Сущность технологии импульсного отопления	369
7.2	Исследование возможности усиления лучистого теплообмена при импульсном режиме подачи теплоносителей	374
7.3	Экспериментальное исследование интенсификации конвективного теплообмена при импульсной подаче теплоносителя	385
7.4	Практическая реализация импульсного отопления теплотехнических агрегатов	395
7.5	Концепция диагностики моментальных балансов печи для анализа эффективности импульсного отопления и других мероприятий по снижению расхода топлива	399
7.6	Выводы	403
	<b>ГЛАВА 8. РАЗВИТИЕ ТЕПЛОВЫХ АСПЕКТОВ РЕАЛИЗАЦИИ СОВМЕЩЕННЫХ ПРОЦЕССОВ РАЗЛИВКИ-ПРОКАТКИ</b>	<b>405</b>
	<b>ПЕРЕЧЕНЬ ССЫЛОК</b>	<b>422</b>
	Приложение А Схема гидродинамических процессов в жидкой лунке непрерывнолитой заготовки	450
	Приложение Б Методика определения поля скоростей металла в зоне вынужденной конвекции жидкой лунки, затвердевающей непрерывнолитой сортовой заготовки	451

Приложение В Пример использования математической модели разливки стали и тепловой обработки заготовок для оптимизации процедуры задания граничных условий	455
Приложение Д Зависимость коэффициента линейной усадки для разных марок стали от температуры	464
Приложение Ж Анализ силового взаимодействия между корочкой формирующейся заготовки и материалом гильзы кристаллизатора	465
Приложение З Сравнение используемых и спроектированных профилей кристаллизаторов для разливки заготовок сечением 130x130 мм	467
Приложение К Характеристики некоторых современных пирометров, которые можно применять для измерения температуры формирующейся непрерывнолитой заготовки	468
Приложение Л Зависимость температурного перепада в районе фронта затвердевания от параметров разливки	469
Приложение М Определение критериев, необходимых для описания конвективного теплообмена при импульсной подаче сред, при помощи теории размерностей	470

## ВВЕДЕНИЕ

В последнее время наметилась тенденция достаточно серьезной нестабильности в мировой и отечественной экономике, в том числе в таких ее отраслях как металлургия и энергетика. Периоды острого кризиса сменяются некоторым подъемом и прогнозировать развитие ситуации на дальнейшую перспективу достаточно затруднительно.

В качестве причины этого явления обычно приводят мировой экономический кризис, обусловивший существенное снижение спроса на все виды продукции. Однако очевидно, что по крайней мере для отечественной экономики, ситуация значительно усугубляется высоким уровнем удельного ресурсо-энергопотребления на единицу продукции и в ряде случаев недостаточным уровнем качества продукции. Для некоторых видов продукции удельные затраты энергии в Украине в несколько раз превышают аналогичные величины, характеризующие работу иностранных предприятий. Следствием такой ситуации является более высокая себестоимость продукции, что снижает ее конкурентоспособность.

Таким образом, для достижения высокого уровня конкурентоспособности отечественной продукции на внутреннем и внешнем рынках необходимо в каждой отрасли целенаправленно работать над повышением уровня энергоэффективности технологий при одновременном повышении качества. Для Украины значительный потенциал ресурсоэнергосбережения сосредоточен в таких отраслях как черная, цветная металлургия и энергетика.

Одна из наибольших статей потребления топлива в черной металлургии приходится на технологическую цепочку непрерывная разливка стали – тепловая обработка заготовок. Поэтому для отечественной металлургии задача сокращения энергоемкости продукции на данном этапе производства является одной из первоочередных. Основными направлениями ее решения являются как можно более полный переход от разливки стали в изложницу к непрерывной разливке и совершенствование конструктивных и технологических параметров тепловой обработки заготовок в печах.



Необходимо отметить, что технологии систем непрерывной разливки стали и тепловой обработки заготовок успешно изучались и изучаются значительным числом отечественных и иностранных ученых. Так, в изучение и совершенствование технологии непрерывной разливки стали значительный вклад внесли такие ученые как Суладзе О.Н., Рутес В.С., Аскольдов В.И., Баптизманский В.И., Дюдкин Д.А., Смирнов А.Н., Wolf M., Thomas B. и многие другие. Сегодня этим вопросом также успешно занимается ряд научных школ, в том числе и в Украине. В области тепловой обработки заготовок в печах необходимо отметить таких корифеев как Глинков М.А., Тайц Н.Ю., Семикин И.Д., Кривандин В.А., Капустин Е.А., Губинский В.И., Китаев Б.И. и множество других выдающихся ученых. Сегодня среди научных школ, изучающих процессы металлургической теплотехники, на постсоветском пространстве доминируют Московская, Уральская и Днепропетровская научные школы.

Несмотря на значительные успехи в изучении названных вопросов, в области тепловых аспектов непрерывной разливки стали и тепловой обработки заготовок в печах остается ряд нерешенных вопросов, как в мировой, так и особенно в отечественной практике.

В настоящее время в украинской металлургии непрерывным способом разливается порядка 50% выплавляемой стали, основной причиной такого низкого показателя является недостаток инвестиций на приобретение МНЛЗ. В роли дополнительных сдерживающих факторов выступают проблемы, связанные с освоением разливки высококачественных марок стали и высокая степень зависимости отечественных предприятий от иностранных фирм-поставщиков МНЛЗ в плане управляющих алгоритмов. Даже в настоящее время при реализации классических технологий непрерывной разливки стали остается ряд аспектов, требующих совершенствования, в том числе в плоскости тепловой работы кристаллизатора и зоны вторичного охлаждения.

Что касается тепловой обработки заготовок в печах, здесь необходимо отметить следующее: значительная часть отечественных печных агрегатов отличается крайне низким

уровнем энергоэффективности; в недостаточной мере освоены современные энергосберегающие технологии отопления, такие, как, например, импульсное отопление; в недостаточной мере проработаны вопросы тепловой диагностики этих технологий.

Наконец, в Украине не реализуются совмещенные процессы разливки-прокатки и объем исследований, выполненных в этом направлении, недостаточен.

Общепризнанным является факт, что решение значительной части названных проблем лежит в теплотехнической области. В связи с этим цель данной работы сформулирована как совершенствование теплотехнических параметров систем производства непрерывнолитой заготовки и ее тепловой обработки.

Типовыми технологическими агрегатами для исследования являются МНЛЗ (прежде всего сортовые), печные агрегаты непрерывного действия для нагрева металла под прокатку, печные агрегаты периодического действия для термической обработки заготовок и проката. При этом рассматриваются как вариант разомкнутой технологической цепочки, так и совмещенные процессы разливки-прокатки.

В первой главе рассмотрен современный уровень технологий систем производства непрерывнолитой заготовки и ее тепловой обработки и направления их совершенствования.

Во второй главе решается задача создания единого универсального математического комплекса, с помощью которого можно изучать теплотехнические процессы в технологиях непрерывной разливки стали и тепловой обработки заготовок в печах.

В третьей и четвертой главах предложены некоторые подходы по созданию благоприятных условий протекания тепловых процессов формирования непрерывнолитых заготовок, совершенствованию контроля и управления тепловыми процессами для основных участков технологической оси МНЛЗ, кристаллизатора и зоны вторичного охлаждения соответственно, что является существенным для освоения разливки новых марок стали, повышения производительности МНЛЗ и улучшения качества непрерывнолитых заготовок.

В пятой главе разработан инструментарий для анализа мероприятий, направленных на повышение эффективности тепловой работы нагревательных и термических печей. Его использование целесообразно в работе конструкторских бюро отечественных металлургических и машиностроительных предприятий для оценки целесообразности выбора тех или иных технических решений по совершенствованию конструкций печей, а также для ведения переговоров с иностранными компаниями и оценки реальности предлагаемых ими средств достижения декларируемых результатов.

Шестая глава сосредоточена на подходах для определения и установления рациональных параметров технологий нагрева и термообработки заготовок. В частности в ней разработаны аналитические подходы к расчету таких операций как выравнивание температуры и выдержка; рассмотрены некоторые аспекты использования математической модели для исследования и управления процессами нагрева и охлаждения в реальных агрегатах; представлены основные положения по замене природного газа искусственными газообразными видами топлива; рассмотрены базовые моменты производства генераторных газов из углей.

В седьмой главе разработаны научные подходы к изучению технологий импульсного отопления, рассмотрены вопросы природы усиления теплопередачи при импульсном отоплении, описаны экспериментальные исследования по усилению конвективного теплообмена при импульсных режимах обдува тел; предложены основы создания системы диагностики моментальных тепловых балансов печей для углубленного изучения и оптимизации их работы.

В восьмой главе рассмотрены вопросы исследования и выбора рациональных тепловых параметров совмещенных процессов разливки-прокатки на стадии проектирования литейно-прокатных модулей (ЛПМ) и при эксплуатации существующего оборудования.

# ГЛАВА 1.

## ОБЗОР РЕШЕНИЙ В ОБЛАСТИ ВЫБОРА РАЦИОНАЛЬНЫХ ТЕПЛОТЕХНИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ РЕАЛИЗАЦИИ ТЕХНОЛОГИЙ НЕПРЕРЫВНОЙ РАЗЛИВКИ СТАЛИ И ТЕПЛОВОЙ ОБРАБОТКИ ЗАГОТОВОК

1.1 Процессы разливки стали и тепловой обработки заготовок как важный элемент формирования качества и себестоимости конечной продукции

В последнее время условием конкурентоспособности продукции на внешнем и внутреннем рынках является постоянная работа над снижением ее себестоимости и повышением качества [1-5]. Для продукции металлургических предприятий система разливка стали – тепловая обработка заготовок вносит один из значительных вкладов в формирование себестоимости конечного продукта и уровень его качества [4-5].

Для отечественной металлургии усредненные показатели ресурсоэнергосбережения процессов разливки стали – тепловой обработки заготовок значительно ниже, чем у западных аналогов. Так, усредненный удельный расход условного топлива для производства единицы продукции в рамках рассматриваемых систем для украинской металлургии составляет 115-125 кг у.т./т, что в 2-4 раза превышает аналогичные показатели ведущих иностранных предприятий.

Неправильный выбор теплотехнических параметров функционирования элементов систем производства непрерывнолитой заготовки и ее тепловой обработки может приводить к снижению качества продукции, образованию дефектов, возникновению аварийных ситуаций, выходу оборудования из строя, повышенному расходу энергетических и материальных ресурсов.

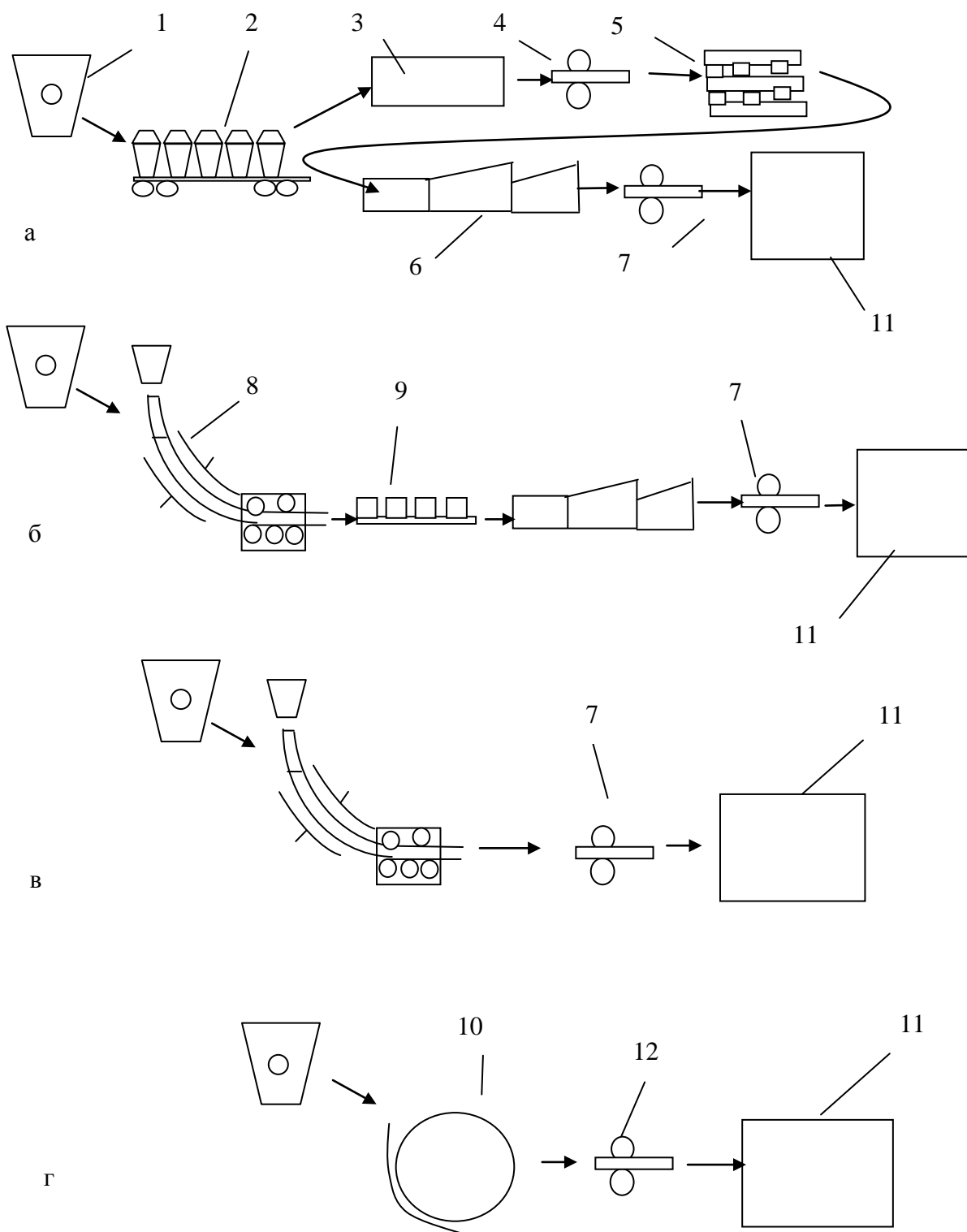


Рисунок 1.1 – Схемы производства конечного продукта металлургического производства в виде сортового проката (1 – сталеразливочный ковш, 2 – состав для разливки в слиток, 3 – нагревательный колодец, 4 – обжимной стан, 5 – склад сортовых заготовок, 6 – методическая нагревательная печь, 7 – сортопрокатный стан, 8 – сортовая МНЛЗ, 9 – адьюстаж МНЛЗ, 10 – концептуальная сортовая МНЛЗ, позволяющая получать заготовки с размерами конечного проката; 11 – печь для термообработки проката; 12 – клеть холодной прокатки; а – схема, основанная на разливке стали в изложницу, б – на непрерывной разливке стали; в – совмещенный процесс разливки-прокатки; г – размер заготовки максимально приближен к размеру готового проката)

На рис. 1.1 представлены различные схемы производства сортового проката [6-8]. Аналогичные схемы имеют место при производстве листового проката, с той разницей, что для разливки используются плоские изложницы и слябовые МНЛЗ соответственно.

Округленные значения удельных расходов условного топлива, затрачиваемого на нагрев металла в печах, для производства тонны готового сортового проката по разным технологическим схемам представлены на рис. 1.2 [3, 5].

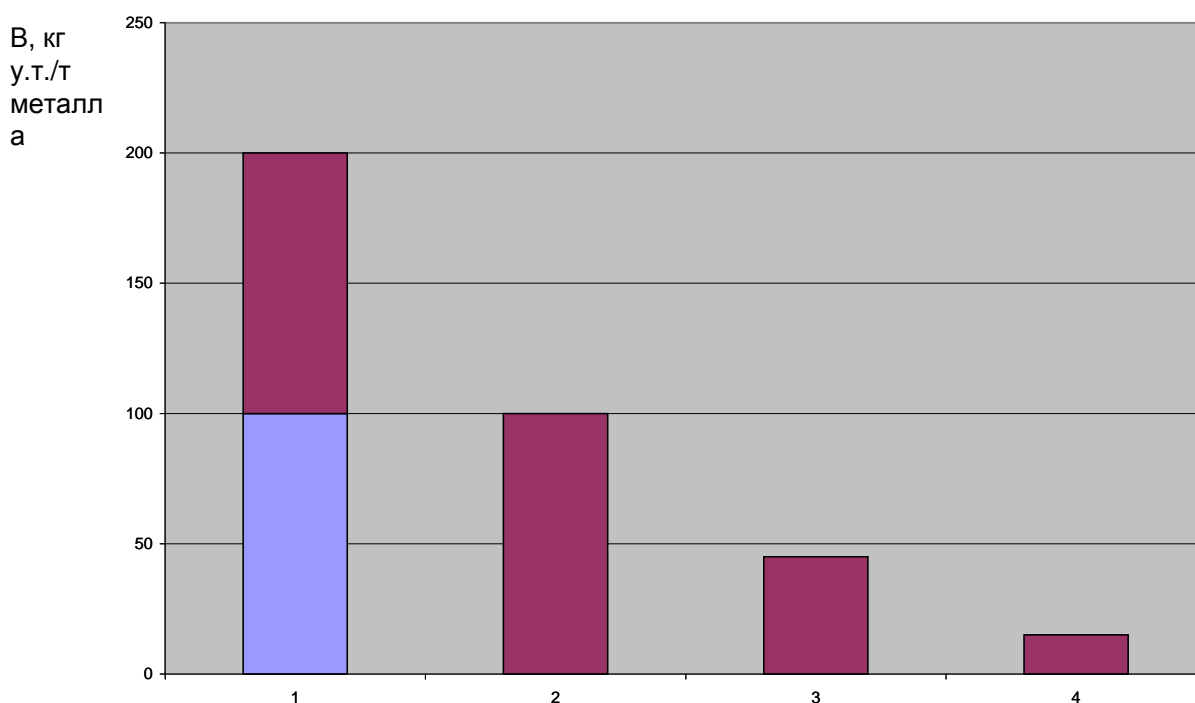


Рисунок 1.2 – Эволюция схем производства проката с точки зрения расхода условного топлива в технологической цепочке разливка стали - тепловая обработка заготовок (1 – схема производства проката, основанная на разливке стали в изложницу; 2 – схема производства проката, основанная на непрерывной разливке стали; 3 – схема производства проката, основанная на непрерывной разливке стали и использовании энергоэффективных печных агрегатов; 4 – схема производства проката, основанная на реализации совмещенных процессов разливки-прокатки)

Как видим, переход на каждый очередной этап эволюции рассматриваемых технологических систем (внедрение процессов непрерывной разливки стали, повышение энергоэффективности процессов тепловой обработки заготовок в печах, совмещение

процессов разливки – тепловой обработки заготовок в рамках литейно-прокатных модулей) позволяет существенно снизить затраты энергии для производства тонны готового продукта.

Целесообразность рассмотрения процессов разливки стали и тепловой обработки заготовок в рамках единого научного исследования определяется следующими соображениями:

– тепловое состояние металла в рамках элементов систем производства непрерывнолитой заготовки и ее тепловой обработки является одним из важнейших технологических параметров, определяющих как процесс получения металлопродукции, так и условия эксплуатации оборудования [9]. К тепловому состоянию металла, находящегося в рамках различных агрегатов рассматриваемых производственных систем, предъявляются различные требования, зачастую антагонистичные по своей сути. Таким образом, поиск рациональных условий эксплуатации агрегатов и параметров их взаимодействия при совершенствовании технологии для существующего набора оборудования или при разработке новых технических решений должен проводиться в рамках комплексного исследования;

– в современной научной и производственной практике принято создавать комплексные модели для описания работы укрупненных производственных цепочек [3]. При существенном различии процессов зачастую создаются статистические модели, использование которых сопряжено с рядом существенных недостатков. Для рассматриваемых в данной работе процессов разливки – тепловой обработки заготовок внутренняя тепловая задача описывается при помощи одного и того же дифференциального уравнения нестационарной теплопроводности, что позволяет рассматривать названный комплекс процессов в рамках одной детерминированной математической модели со сменными наборами условий однозначности;

– уровень развития процессов разлива стали определяет набор последующего оборудования, в том числе, и для тепловой обработки заготовок [8];

– тепловые параметры полученных заготовок и параметры их транспортировки во многом определяют условия тепловой работы последующего оборудования (участок разлива в слиток – нагревательный колодец; разлива стали на МНЛЗ – методическая нагревательная печь и т.д.) [7];

– работа элементов рассматриваемой технологической цепочки в нештатном режиме (сбой ритмичности, появление дефектов) внесет нестабильность в работу последующих и предыдущих элементов, что определяет необходимость создания сквозных систем мониторинга (в том числе теплового мониторинга) [9];

– каждый элемент рассматриваемых технологических цепочек делает свой вклад в формирование себестоимости конечного продукта, при этом наличие неэффективных с теплотехнической точки зрения агрегатов может в значительной мере снизить эффективность мероприятий по совершенствованию работы других агрегатов. Так, например, при переходе от разлива в слиток к разливу на МНЛЗ и устранении из технологической схемы обжимного цеха, возможна ситуация, когда при неэффективной работе методической печи расход топлива будет сопоставим с суммарным расходом топлива на отопление методической печи и нагревательного колодца, имеющих высокие теплотехнические показатели [2].

## 1.2 Современное состояние процессов непрерывной разлива стали: научно-технические проблемы и перспективы развития

Технология непрерывной разлива стали появилась примерно полвека назад. За этот период значительный прогресс



в области непрерывной разливки позволил практически полностью отказаться от разливки стали в изложницу в мировой практике, значительно повысить надежность МНЛЗ и улучшить качество непрерывнолитых заготовок [10, 11].

Уже в конце XX века доля стали, полученной непрерывным литьем, составила для стран ЕС – 96,4%, Японии – 97,2%, США – 95,6% [11, 12]. По данным на 2000 г. непрерывное литье было освоено в 93 странах мира и с использованием этого процесса было отлито более 93% мирового производства стали [12].

По объемам разливаемой непрерывным способом стали украинская металлургия занимает 12-ю позицию в мире и 4-ю в Европе. Непрерывная разливка в качестве базового процесса используется на 12 украинских металлургических предприятиях [11]. Количество МНЛЗ на отечественных предприятиях значительно возросло, начиная с 90-х гг. Необходимо отметить, что в Украине имеются проектные институты, способные выполнять весь комплекс работ по проектированию металлургических заводов, включая МНЛЗ – это ГИПРОСталь и УкрГИПРОмез. Также имеется отечественный производитель оборудования для сортовых и слябовых МНЛЗ, который успешно поставил ряд таких агрегатов для украинских металлургических предприятий [13].

Однако в целом для украинской металлургии доля стали, разливаемой непрерывным способом, составляет порядка 50% [14].

Стоимость тонны проката, полученного из непрерывнолитых заготовок, приблизительно на 28% ниже, чем из слитков, отлитых в изложницу [11]. Существенной является не только экономия металла, но и экономия энергии. Исключение обжимного цеха определяет снижение итоговых затрат топлива на нагрев, и сокращение расхода электроэнергии на прокатку. Также исключается тяжелый ручной труд по ремонту и обслуживанию парка изложниц.

Выход годного составляет от 98,5 до 99,5% от исходной массы разливаемого металла [12, 15]. На рис. 1.3 показана схема непрерывной разливки стали в сортовые заготовки.

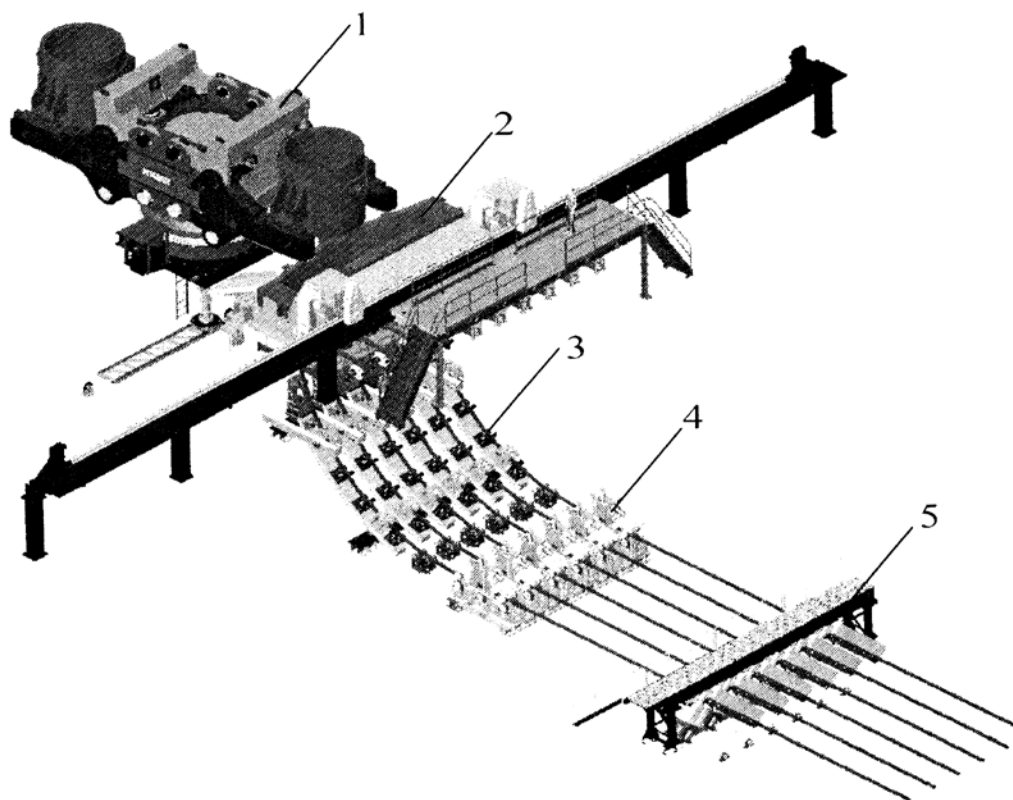


Рисунок 1.3 – Схема радиальной сортовой МНЛЗ (1 – поворотный стенд со сталеразливочными ковшами, 2 – проковш, 3 – разливочная дуга и ЗВО, 4 – тянуще-правильная машина, 5 – устройство для порезки заготовки)

Исторически первыми в промышленном масштабе стали использоваться вертикальные МНЛЗ. Их положительной характеристикой является создание условий для формирования симметричной макроструктуры заготовок, однако такие машины имеют значительную высоту и существенные ограничения по производительности [10, 12]. В связи с этим более поздние конструкции вертикальных МНЛЗ предусматривают загиб заготовки после ее затвердевания.

В 70-е и 80-е годы XX века наибольшее распространение получили радиальные МНЛЗ, конструктивной особенностью которых является наличие кристаллизатора с радиусом загиба,

соответствующим радиусу технологической оси [14] (рис 1.4.а). Преимуществом радиальной МНЛЗ является при прочих равных условиях увеличение металлургической длины по сравнению с вертикальными машинами, что дает возможность повышения скорости разливки и роста производительности агрегата. Некоторым недостатком радиальных машин являются несимметричность макроструктуры получаемых заготовок из-за всплытия неметаллических включений к грани малого радиуса и возможность образования внутренних трещин при разгибе. Последний недостаток в значительной мере может быть устранен за счет многоточечного разгиба [12].

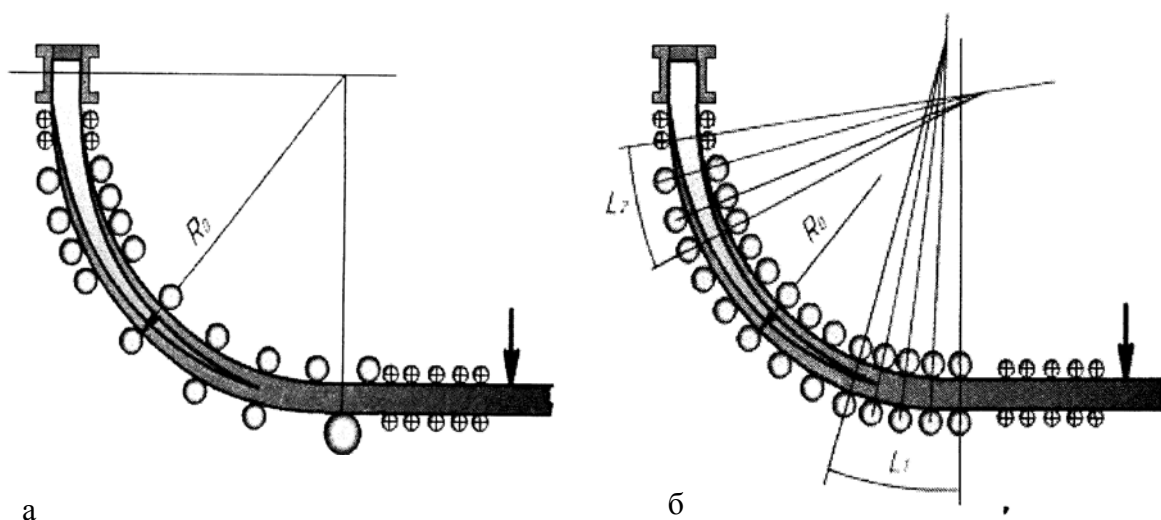


Рисунок 1.4 – Схемы для разливки сортовых заготовок (а – радиальной, б – криволинейной)

Развитием концепции высокопроизводительных МНЛЗ является использование криволинейных машин (рис. 1.4.б). Особенностью таких МНЛЗ является наличие участка переменной кривизны, где происходит постепенное выпрямление заготовки. При прочих равных условиях криволинейные машины могут иметь более длинную технологическую ось и производительность, чем радиальные. Различают криволинейные МНЛЗ с радиальным и вертикальным кристаллизатором.

Определенным недостатком криволинейных МНЛЗ являются повышенные требования к точности настройки роликов ЗВО и технологической оси в целом [12]. Сегодня криволинейные машины применяют в основном для разливки стали в слябовые заготовки.

Основными технологическими участками МНЛЗ являются кристаллизатор и зона вторичного охлаждения [12,14]. Теплофизические процессы, протекающие в кристаллизаторе и зоне вторичного охлаждения в значительной мере определяют надежность работы МНЛЗ и качество получаемой металлопродукции.

### *Кристаллизатор*

Кристаллизатор представляет собой конструктивный элемент, в который заливается жидкий металл и в котором происходит образование твердой корочки по периметру сечения заготовки. Для сортовых МНЛЗ применяют гильзовые кристаллизаторы, основным элементом которых является медная гильза (рис 1.5) [12].

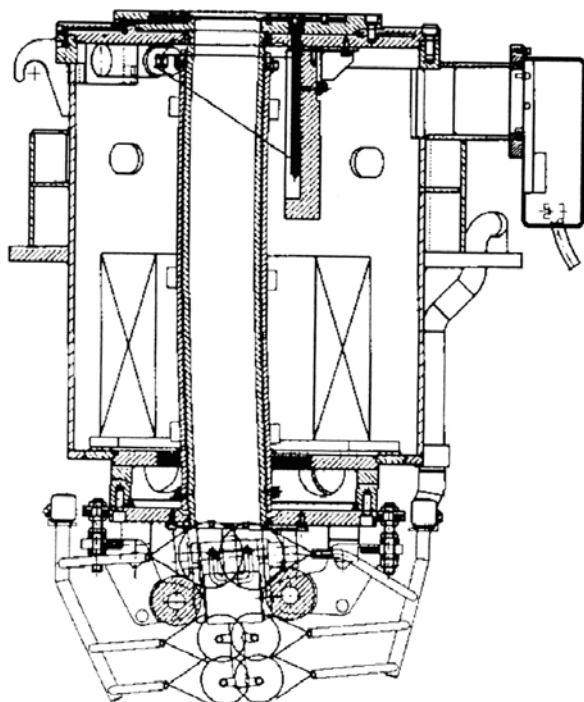


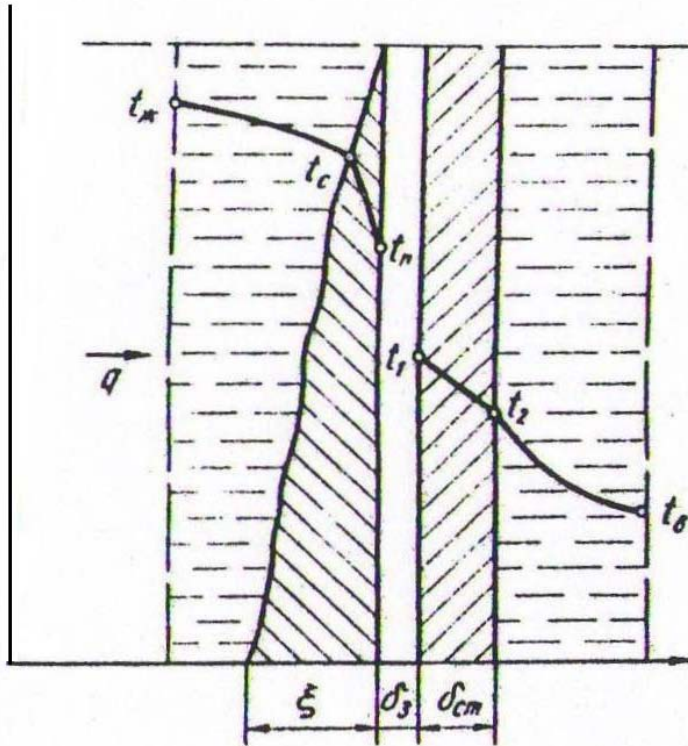
Рисунок 1.5 – Чертеж кристаллизатора сортовой МНЛЗ

В ходе пребывания в кристаллизаторе от жидкого металла отводится 20-30% тепла. В кристаллизаторе необходимо сформировать такую толщину твердой корочки, чтобы она по выходе из кристаллизатора могла выдержать ферростатическое давление жидкого металла и механические нагрузки. Для снижения износа гильз кристаллизаторов на их внутреннюю поверхность наносится специальное защитное покрытие из материалов с высокой стойкостью к истиранию толщиной порядка 100 мкм.

*Теплофизические условия отвода тепла от непрерывнолитой заготовки в кристаллизаторе*

Тепло от заготовки, формирующейся в гильзе кристаллизатора, передается охлаждающей воде через ряд «последовательно включенных» термических сопротивлений: от жидкого металла к внутренней поверхности образовавшейся твердой корки → через твердую корку → от наружной поверхности твердой корки к внутренней поверхности гильзы кристаллизатора → через медную стенку гильзы кристаллизатора → от наружной поверхности гильзы кристаллизатора к охлаждающей воде (рис. 1.6) [14].

Среди названных термических сопротивлений доминирует сопротивление передаче тепла от корки заготовки к внутренней поверхности гильзы кристаллизатора и согласно законам теплообмена определяет величину теплосъема в кристаллизаторе. Различают два возможных механизма передачи тепла через это сопротивление: через газовый зазор и по контактному механизму. Наибольшее значение рассматриваемое сопротивление приобретает при наличии устойчивого газового зазора толщиной от нескольких сот микрон и находится в диапазоне  $10^{-3} \dots 2,5 \cdot 10^{-3} \text{ м}^2 \cdot \text{К}/\text{Вт}$ . Напротив, при наличии контактного механизма данное сопротивление значительно ниже ( $5 \cdot 10^{-4} \dots 6 \cdot 10^{-4} \text{ м}^2 \cdot \text{К}/\text{Вт}$ ).



$t_{ж}$ ,  $t_c$ ,  $t_n$ ,  $t_1$ ,  $t_2$ ,  $t_0$  – температуры жидкой стали, солидуса, наружной поверхности корочки металла, внутренней температуры стенки кристаллизатора, наружной температуры стенки кристаллизатора и охлаждающей воды соответственно, °С;  
 $\xi$  – толщина корочки металла, м;  
 $\delta_3$ ,  $\delta_{ст}$  – толщина газового зазора и стенки кристаллизатора соответственно, м

Рисунок 1.6 – Схема теплопередачи от жидкого металла к охлаждающей воде в кристаллизаторе

Образование газового зазора объясняется усадкой стали при переходе из жидкого в твердое состояние. При этом ухудшается контакт поверхности заготовки с гильзой кристаллизатора [12, 14, 16]. В верхней части кристаллизатора контакт заготовки максимален, так как тонкая корка заготовки здесь недостаточно прочна, чтобы выдержать ферростатическое давление металла. В дальнейшем при движении заготовки между гильзой и корочкой образуется газовый зазор, который значительно снижает интенсивность охлаждения заготовки. При определенных условиях это может привести к подплавлению корочки заготовки и ее прорыву при выходе из кристаллизатора.

Для максимального учета влияния усадки на формирование заготовки в последнее время используются гильзы кристаллизаторов с «параболической» конусностью, которая позволяет минимизировать величину газового зазора в нижней части кристаллизатора [16]. Параболический профиль не может быть универсален, поскольку он рассчитывается для определенных групп марок стали и скоростей разливки.

Схемы образования газового зазора в одноконусных кристаллизаторах, использовавшихся ранее, и современных параболических кристаллизаторах представлены на рис. 1.7.

При несоответствии размера гильзы кристаллизатора размеру заготовки (случай избыточной конусности) имеет место повышенный износ кристаллизатора в угловых областях, значительная несимметричность температурного состояния заготовки, образование ромбичности и внутренних угловых трещин [16].

Необходимо иметь в виду, что даже в случае, когда сплошной газовый зазор между корочкой заготовки и гильзой кристаллизатора отсутствует, идеального контакта нет, так как поверхность заготовки имеет характерную складчатость от следов качания кристаллизатора [16] (рис. 1.8).

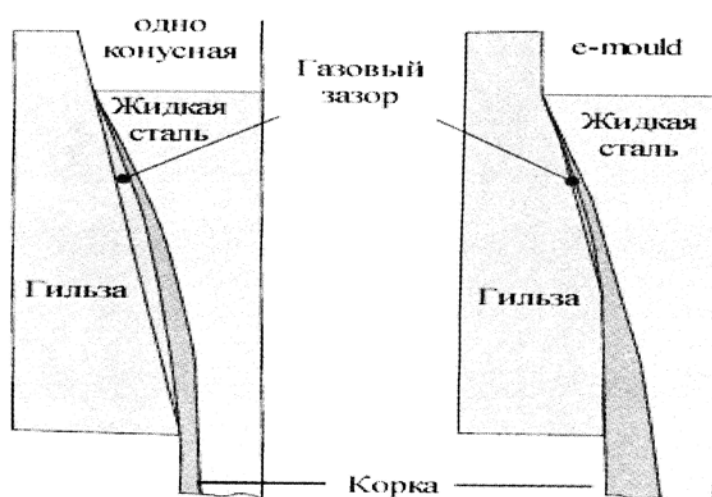


Рисунок 1.7 – Схема образования газового зазора в одноконусном и параболическом кристаллизаторах

### *Зона вторичного охлаждения*

Основной технологической функцией ЗВО является обеспечение условий для полного затвердевания заготовки при достижении заданного уровня качества. Зона вторичного охлаждения должна соответствовать следующим технологическим требованиям:

- поддержка слитка на выходе из кристаллизатора;
- исключение выпучивания под действием ферростатического давления;
- обеспечение заданного теплоотвода и его регулирования в зависимости от скорости разливки и сортамента разливаемой стали;
- сохранение стабильности технологической оси и прочностных характеристик поддерживающих устройств.

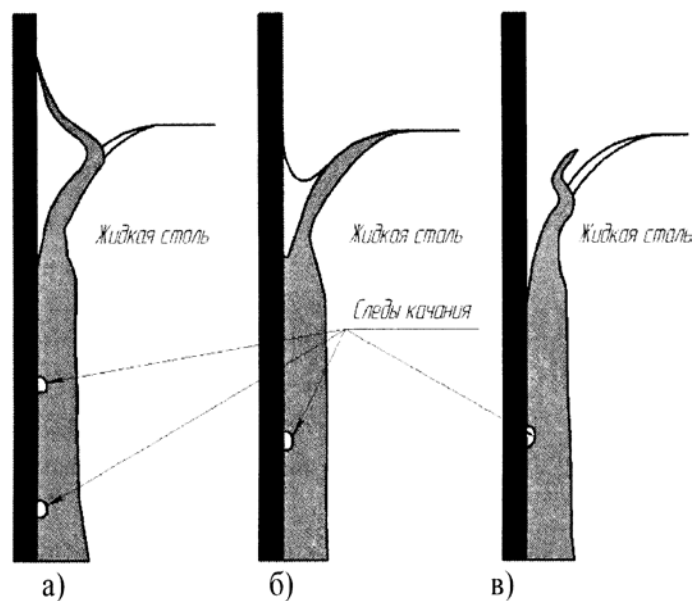


Рисунок 1.8 – Механизм образования следов качания ( а – поднимающаяся жидкость отодвигает твердую корочку по направлению к стенке; б – жидкость перетекает за твердую оболочку; в – комбинация вариантов)

В настоящее время для охлаждения сортовых заготовок в ЗВО используют однофазные и двухфазные форсунки [14, 16]. Основные типы форсунок, используемые в настоящее время для охлаждения сортовых заготовок, представлены на рис. 1.9.



## Теплофизические условия охлаждения непрерывнолитой заготовки в ЗВО

В ЗВО тепло от поверхности формирующейся заготовки отводится в основном на нагрев и испарение воды, поступающей к ее поверхности. В случае если существенная часть поверхности заготовки остается непокрытой факелами форсунок, формируется локальная неравномерность теплоотвода, при этом выделяют следующие характерные участки: натекания факела форсунки, схода паровой пленки, сухих неорошаемых углов. Особенностью отвода тепла на участке натекания факелов форсунок является то, что для достижения каплями охладителя поверхности заготовки они должны обладать достаточной энергией для прохода через паровую пленку, покрывающую поверхность металла на этом участке. Эта ситуация в ряде случаев ограничивает эффективность влияния увеличения расхода на усиление теплоотвода [10, 11].

Тип и внешний вид форсунок			
Плоскоструйная	Полноконусная (круг)	Полноконусная (квадрат)	Полноконусная (овал)
			
Характер образуемого форсункой факела			
			

Рисунок 1.9 – Основные типы форсунок, применяемых для охлаждения сортовых заготовок, и характер образуемого факела.

Для однофазных (водяных) форсунок характерен ограниченный диапазон регулирования и относительно малые значения проходных сечений, что определяет их склонность к засорению. Ширина факела варьируется в зависимости от величины давления. Также недостатком системы водяного

охлаждения является неравномерность охлаждения поверхности слитка даже в пределах одного сектора. Циклическое изменение режима нагрев-охлаждение (вход элемента поверхности в область натекания факела – выход из нее) приводит к возникновению в корочке заготовки дополнительных напряжений [16].

Этот недостаток в значительной мере устраняется при использовании двухфазных водовоздушных форсунок. Охлаждение с их помощью осуществляется частицами воды, которые распыливаются воздухом. Распыление воды происходит при соударении водяного и воздушного потоков внутри форсунки. Воздух при этом играет еще одну роль – придание каплям воды необходимой кинетической энергии.

Для охлаждения сортовых непрерывнолитых заготовок из рядовых и конструкционных марок стали, как правило, используют однофазные форсунки во всех секторах ЗВО. Водовоздушные форсунки применяют для разливки высококачественных марок стали, склонных к трещинообразованию.

#### *Проблемы и перспективы развития технологии непрерывной разливки стали*

Анализ отечественных и иностранных публикаций показывает, что в настоящее время даже при реализации классических технологий непрерывной разливки стали остается ряд аспектов, требующих совершенствования, прежде всего, в плоскости тепловой работы МНЛЗ (работа кристаллизатора [17-22], ЗВО [23-31]), что создает перспективы для повышения производительности [32], роста качества металла [33-38] и расширения марочного сортамента [32].

Одним из шагов в направлении улучшения качества непрерывнолитых заготовок является проведение комплекса мероприятий по сокращению зоны столбчатых кристаллов, что позволяет расширить осевую зону равноосных кристаллов и, следовательно, повысить физическую и химическую

однородность заготовки, а в конечном итоге улучшить комплекс механических свойств полученного из нее проката.

Известно, что момент перехода от зоны столбчатых кристаллов к осевой зоне равноосных кристаллов определяется в результате конкурентного роста столбчатых кристаллов и свободных глобулярных кристаллов и на практике имеет место при значительном снижении направленного теплоотвода [10, 11]. Многочисленные исследования и практический опыт разливки металлов подтверждают тот факт, что протяженность зоны столбчатых кристаллов возрастает при увеличении перегрева жидкого металла и росте скорости отвода тепла.

Из сказанного ранее следует, что рост столбчатых кристаллов будет остановлен при значительной степени образования зародышей твердой фазы в жидком металле и их скоплении у фронта кристаллизации. Поэтому методы динамического воздействия, используемые для сокращения зоны столбчатых кристаллов, направлены именно на создание условий, приводящих к интенсивному перемешиванию объема в целом, развитию кавитационных явлений и, следовательно, интенсифицированию протекания зародышеобразования в жидкой фазе [12].

Для сокращения зоны столбчатых кристаллов в непрерывнолитой заготовке могут быть использованы следующие методы динамического воздействия [16]:

- обработка металла колеблющимся стержнем;
- обработка металла ультразвуковыми колебаниями;
- электрогидроимпульсная обработка;
- пульсационное перемешивание;
- электромагнитное перемешивание.

Введение в жидкую лунку заготовки инокуляторов (охладителей) и использование промежуточных кристаллизаторов также является эффективным способом расширения осевой зоны равноосных кристаллов [12].

В случае разливки металла на МНЛЗ с технологической осью, имеющей не вертикальное положение (радиальные, криволинейные, наклонные, горизонтальные машины) движение жидкого металла в зоне естественной конвекции характеризуется следующей особенностью: металл с повышенной температурой преимущественно скапливается у фронта кристаллизации, продвигающегося от верхней грани, а зародыши твердой фазы осаждаются у нижней грани. Этот факт является причиной разной протяженности зон столбчатых кристаллов по радиальным сторонам [16].

В работах [14, 27] приводятся данные об экспериментальной проверке следующих способов выравнивания длин зон столбчатых кристаллов (то есть расширения осевой зоны равноосных кристаллов) при помощи скорректированных режимов вторичного охлаждения:

- увеличение расхода охлаждающей воды на грань большого радиуса в последних секторах ЗВО;
- снижение расхода воды на грань малого радиуса в последних секторах ЗВО;
- для сокращения зоны столбчатых кристаллов в целом необходимо снижать интенсивность охлаждения в последних секторах ЗВО по всем граням (наряду с другими мероприятиями, такими как электромагнитное перемешивание под кристаллизатором).

Поскольку в последнее время резко выросли скорости разливки сортовых непрерывнолитых заготовок, существует необходимость теоретического и экспериментального изучения возможностей расширения осевой зоны равноосных кристаллов за счет сокращения длины зоны столбчатых кристаллов, растущих от грани малого радиуса, в условиях высокоскоростной разливки. Это проблема особенно актуальна для освоения высокоскоростной разливки высококачественных марок стали с гарантией по макроструктуре, склонных к транскристаллизации.

В мировой металлургии происходит довольно интенсивное развитие технологии непрерывной разливки стали в направлении:

- значительного повышения скоростей разливки на конструкциях МНЛЗ, ставших классическими (радиальных, криволинейных сортовых и слябовых МНЛЗ) [15, 39];
- совмещения процессов разливки и горячей прокатки [40-47];
- уменьшения размеров заготовки и их приближения к конечному размеру проката [8, 15].

Совмещение разливки с прокаткой позволяет значительно сократить расход энергии на получение единицы готового проката. При этом возможны разные степени совмещения процессов [7]:

- энергосберегающий эффект достигается в случае, когда непрерывнолитые заготовки после МНЛЗ не остывают до температуры окружающей среды, а в горячем состоянии передаются в нагревательную печь проходного типа для догрева до температурного состояния, необходимого для начала прокатки, частным случаем такой технологии является индукционный догрев металла вместо нагрева в газовой печи;

- большой энергосберегающий эффект достигается в случае, когда температурно-скоростной режим разливки стали позволяет начать прокатку непосредственно после МНЛЗ без промежуточного подогрева.

При совмещении процессов разливки и горячей прокатки также возникает ряд проблем. Одна из них связана с невозможностью инспекции поверхности заготовок и зачистки трещин, как это имеет место в разомкнутом технологическом цикле. Поэтому к температурно-скоростным режимам непрерывной разливки в этом случае предъявляются жесткие требования – необходимо исключить появление внутренних и поверхностных трещин [41]. Также важной задачей является наличие научно-практического инструмента для высокоточного определения остаточного теплосодержания заготовки после

МНЛЗ и соответственно количества тепла, которое необходимо подвести для ее догрева перед обработкой давлением.

Таким образом, в области технологий разливки стали для Украины важнейшей задачей, позволяющей достичь снижения энергоемкости металлургической продукции, является реализация инвестиционных проектов, связанных с переходом от разливки стали в изложницу к разливке на МНЛЗ, реконструкцией существующих МНЛЗ и всесторонней оптимизацией их работы, а также реализацией процессов совмещенной разливки-прокатки.

Решение всех названных задач сопряжено с углубленным исследованием и совершенствованием тепловых параметров непрерывной разливки стали, так как большая часть образующихся дефектов, лимитирующих расширение марочного сортамента, повышение скорости разливки, освоение нового оборудования, обусловлена взаимосвязанными тепловым и напряженно-деформированным состоянием корочки формирующихся заготовок.

### 1.3 Современное состояние процессов тепловой обработки стальных заготовок и проката: научно-технические проблемы и перспективы развития

Тепловая обработка стальных заготовок производится для повышения их пластичности или изменения структуры. Под нагревательными печами понимают печи для нагрева заготовок под обработку давлением. Под печами термообработки понимают печи, в которых осуществляются различные виды тепловой обработки заготовок и проката: нагрев и охлаждение для достижения заданной структуры [48].

Нагрев заготовок в печах представляет собой сложный теплообменный процесс, включающий передачу тепла от греющей среды, как правило, продуктов сгорания топлива путем

излучения и конвекции к поверхности нагреваемого металла и распределение тепла внутри массива заготовок. Для нагрева при температурах греющей среды более  $900^{\circ}\text{C}$  преобладает доля лучистого теплового потока. По мере спада температур доля конвективного теплообмена является все более весомой и при температурах менее  $500^{\circ}\text{C}$  преобладает конвективный теплообмен [49].

### 1.3.1 Нагрев заготовок в методических печах.

Методическая печь – проходная печь непрерывного действия для нагрева заготовок под обработку давлением [48]. Заготовки перемещаются в печи толкателем, рольгангом или другим механизмом. Загрузка и выгрузка печи производится через окна в торцевых стенах печи или в боковых стенах вблизи торцов. В методических печах обычно организуется противоточное движение заготовок и продуктов сгорания, при этом достигается более высокая степень использования теплоты топлива, чем в камерных печах.

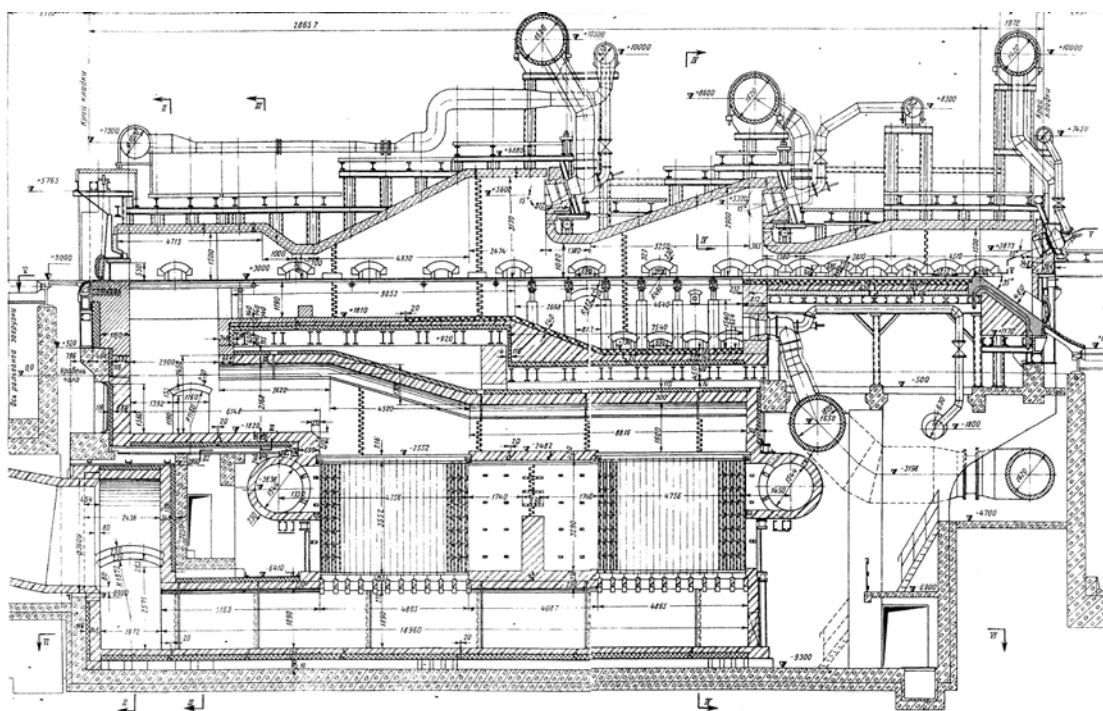


Рисунок 1.10 – Схема пятизонной методической нагревательной печи, работающей на природном газе

В методических печах различают три теплотехнические зоны: зону предварительного нагрева (методическую), зону нагрева (сварочную) и зону выравнивания температурного поля заготовок (томильную). Методические печи классифицируют по числу зон (число отдельных участков отопления в сварочной зоне, плюс методическая и томильная зона (если сеть); по способу перемещения заготовок: толкательная и с подвижными балками, и по конструктивным особенностям (с нижним обогревом, с плоским сводом и т.д.). Температура нагрева заготовок в методических печах: 1100-1250°C, перепад температуры в конце нагрева 400-1000°C/м, количество окислившегося металла 0,5-2%, толщина обезуглероженного слоя 1,5-2 мм [48, 49].

Наиболее распространены толкательные методические печи (рис 1.10.), в которых двухсторонний нагрев заготовок реализуется в методической и сварочной зонах (заготовка толкается по водоохлаждаемым глиссажным трубам), а односторонний (верхний) нагрев производится в томильной зоне (заготовка толкается по монолитной подине). При рациональном выборе параметров печи расход топлива при наличии глиссажных труб составляет 70-80 кг у.т./т, при отсутствии зон двухстороннего обогрева – 60-70 кг у.т./т [48]. Из литературы известно, что в ряде случаев достигнуты расходы порядка 40-45 кг у.т./т [50]. Для некоторых отечественных предприятий из-за неэффективного использования теплоты уходящих продуктов сгорания удельный расход топлива в толкательных методических печах иногда достигает 120 кг у.т./т.

В перспективе методические печи продолжают свое существование как минимум несколько десятков лет, поскольку вопрос промышленного освоения МНЛЗ, позволяющих разливать сталь в заготовки с размерами, максимально приближенными к размерам конечного проката, находится на начальной стадии



решения. Поэтому для украинской металлургии остро стоит задача повышения уровня ресурсоэнергосбережения при нагреве заготовок под прокатку в проходных методических печах и повышение точности поддержания заданных параметров теплового состояния заготовок в течение их пребывания в печном агрегате и на выдаче из него, что необходимо для реализации совмещенных процессов разливки-прокатки.

### 1.3.2 Тепловая обработка заготовок в пламенных термических печах

Термические печи, предназначенные для термической обработки заготовок и проката, классифицируются по технологическим признакам и назначению (отжигательные, цементационные, закалочные и т.д.) [48].

Для нагрева под нормализацию и закалку применяют нагревательные проходные печи всех видов. Кроме того, в этом случае возможно применение специализированных проходных и камерных печей для термической обработки конкретных видов продукции. Для нагрева под отжиг применяют камерные печи (рис 1.11.) и для отдельных видов продукции (ленты, полосы и проволока) используют протяжные печи непрерывного действия.

Печи для термообработки должны удовлетворять ряду требований:

- обеспечение заданного технологией температурно-временного режима обработки изделий;
- высокая равномерность нагрева изделий.

Если в конце нагрева слитков и заготовок под горячую обработку давлением перепад температур по толщине достигает 50-70°C, то в конце режима термообработки перепад температур по объему садки не должен превышать 5-10°C [48]. В виду специфики решаемой тепловой задачи большинство конструкций камерных термических печей характеризуются близкими значениями длины, ширины и высоты рабочего пространства и

максимально равномерным распределением температуры продуктов сгорания по всему объему рабочего пространства. К этому классу печей относятся печи с выкатным подом, печи с внешней механизацией и колпаковые печи.

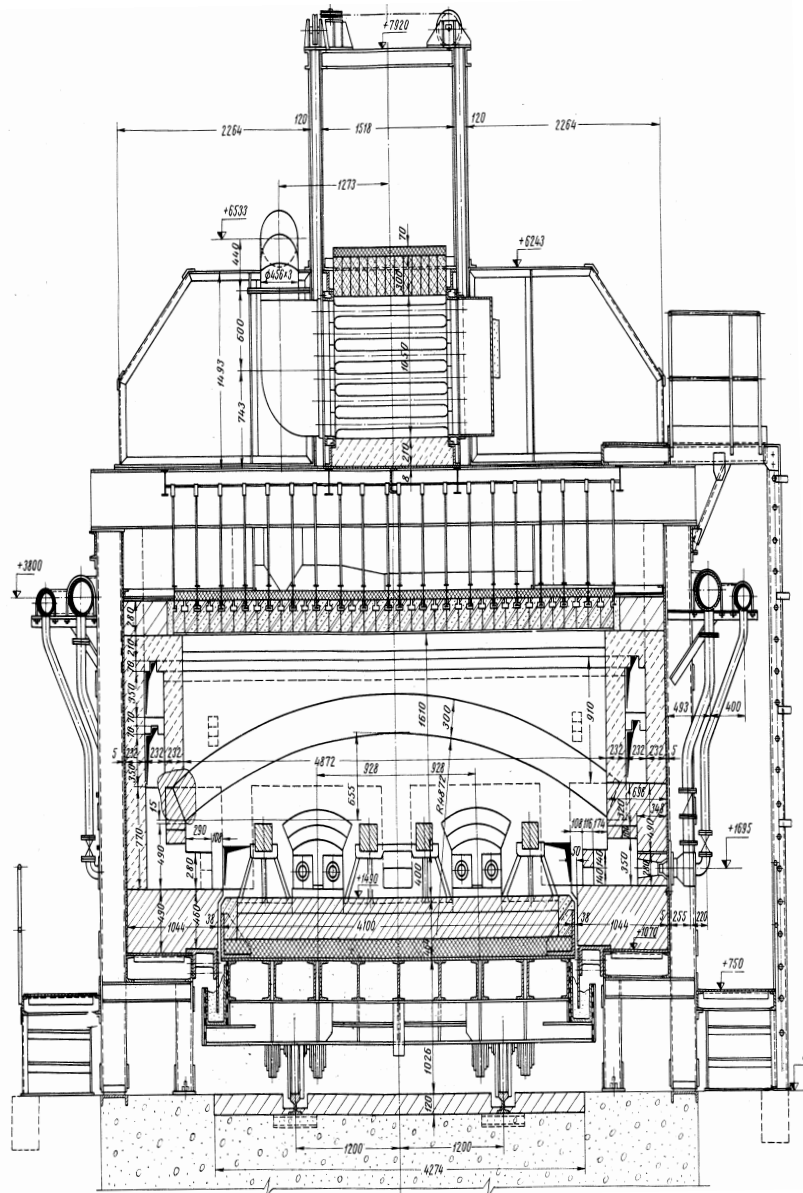


Рисунок 1.11 – Схема термической печи с выкатным подом для отжига

Преимуществом камерных печей является возможность создания разнообразных температурно-временных режимов. К недостаткам относятся невозможность реализации на их основе поточного производства и значительные потери тепла на аккумуляцию кладкой.

1.3.3 Элементы конструкции печных агрегатов, определяющие уровень энергоэффективности их работы.

Уровень энергоэффективности печного агрегата определяется не только выбором рациональных технологических параметров, но и в значительной мере зависит от используемых конструктивных решений.

Некоторая часть энергии топлива теряется на потери аккумуляцией, теплопроводностью через ограждающую конструкцию, с охлаждающей водой. Величина потерь через ограждающую конструкцию зависит от установленного внутри печи температурного уровня, характера работы агрегата во времени, однако в наибольшей мере она зависит от теплоизоляционных характеристик элементов ограждающей конструкции.

В отечественной промышленности вплоть до последнего времени традиционно ограждающая конструкция состояла из двух слоев [48]:

- огнеупорного, выполненного из плотного кирпича, как правило, шамотного (среднее значение коэффициента теплопроводности  $1 \text{ Вт}/(\text{м}\cdot\text{К})$ );

- теплоизоляционного, выполненного из пористого кирпича (среднее значение коэффициента теплопроводности  $0,4-0,6 \text{ Вт}/(\text{м}\cdot\text{К})$ ).

В последнее время усиливается тенденция использования керамоволокнистых материалов для изоляции тех участков ограждающей конструкции, которые не испытывают значительных механических нагрузок (футеровка свода и стен агрегатов). Керамоволокнистые материалы имеют плотность  $100-200 \text{ кг}/\text{м}^3$  и коэффициент теплопроводности  $0,05-0,2 \text{ Вт}/(\text{м}\cdot\text{К})$ . Огнеупорность керамоволокнистых материалов несколько меньше, чем для традиционно используемых плотных кирпичей. Однако этот показатель их работы постоянно совершенствуется [50]. Керамоволокнистые материалы могут использоваться как

для тепловой изоляции элементов создаваемых печных агрегатов, так и для реконструкции существующего печного оборудования путем добавления на внутреннюю поверхность имеющейся футеровки.

Продукты сгорания, покидающие камеру печи, уносят значительную часть энергии топлива. Для повышения эффективности печей традиционно используют теплообменные устройства (рекуператоры или регенераторы), позволяющие использовать часть тепла уходящих продуктов сгорания для нагрева воздуха, идущего на сжигание топлива. В последнее время наибольшее распространение получили рекуператоры [48, 50].

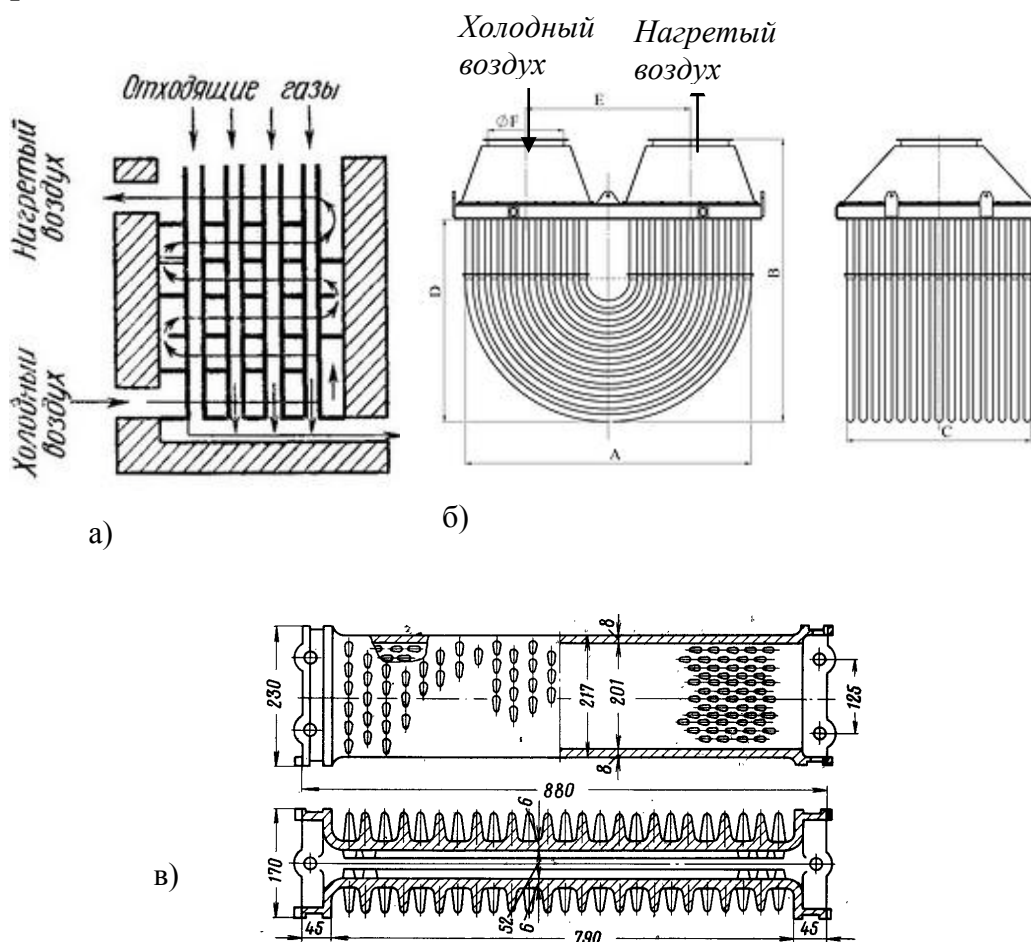


Рисунок 1.12 – Схемы некоторых рекуператоров, используемых в нагревательных и термических печах (а – керамический; б – петлевой; в – элемент игольчатого рекуператора)

Различают множество конструкций рекуператоров, каждая из которых имеет свои достоинства и недостатки. Некоторые из распространенных конструкций рекуператоров показаны на рис. 1.12. Выбирая рекуператор для конкретного печного агрегата (нагревательная или термическая печь, производительность, располагаемый уровень разрежения и т.д.) руководствуются такими характеристиками различных конструкций как максимально допустимая температура стенки, аэродинамическое сопротивление, газоплотность, компактность и т.д.

#### 1.4 Теплофизические основы эффективного управления теплотехническими процессами систем производства непрерывнолитой заготовки и ее тепловой обработки

Задача управления теплотехническими процессами систем производства непрерывнолитой заготовки и ее тепловой обработки в общем случае состоит из двух важнейших составляющих [9]:

- определение рациональных (оптимальных) параметров температурного поля и параметров теплового воздействия, которые позволяют их достичь;
- обеспечение поддержания заданных параметров теплового воздействия в течение реального технологического процесса.

##### 1.4.1 Определение рациональных теплофизических параметров реализации непрерывной разливки стали.

###### *Определение рациональных теплофизических параметров работы кристаллизаторов*

В виду функций, выполняемых кристаллизатором, необходимо стремиться к повышению величины теплоотвода от затвердевающего металла, с одной стороны, что позволит повысить толщину корочки, а также допустимые значения

скорости разливки, и повышению равномерности теплоотвода по всей поверхности заготовки в кристаллизаторе, с другой стороны.

Одним из основных параметров, влияющих на решение этой задачи, является конусность кристаллизатора.

Параболический профиль не может быть универсален, поскольку он рассчитывается для определенных групп марок стали и скоростей разливки. Профили некоторых гильз кристаллизаторов, используемых в настоящее время для радиальных сортовых МНЛЗ, представлены на рис. 1.13 [16].

При несоответствии размера гильзы кристаллизатора размеру заготовки имеет место повышенный износ кристаллизатора в угловых областях, значительная несимметричность температурного состояния заготовки, образование ромбичности заготовок и внутренних угловых трещин.

При проектировании «параболических» гильз кристаллизаторов, различные компании используют несколько различные подходы. Наибольшие различия в конфигурации гильзы в вертикальном сечении имеют место в нижней части кристаллизатора. Это объясняется тем, что именно на этом участке существует высокая вероятность появления неравномерного газового зазора между заготовкой и гильзой кристаллизатора. Поэтому ряд разработчиков “Europa Metall”, “Авах” имеют в нижней части кристаллизатора повышенную конусность, которая гарантирует контакт заготовки с нижней частью кристаллизатора. Вместе с тем, такие гильзы характеризуются более быстрым износом в нижней части, который начинается с защитного покрытия и переходит на медное тело гильзы.

Большая часть производителей гильз полагает, что конусность в нижней части должна быть несколько меньше, чем рассчитанная в соответствии с усадкой заготовки. Важной задачей для отечественной металлургии является создание

методики расчета усадки заготовок и проектирования профилей кристаллизаторов, учитывающих динамику усадки заготовок.

В значительной мере процессы охлаждения металла в кристаллизаторе зависят от параметров движения теплоносителя. Сегодня устанавливают такие значения давления первичной воды, чтобы скорость ее движения в охлаждающих каналах была не менее 7-8 м/с, что позволяет предотвратить местное вскипание и выпадение накипи. В настоящее время этот комплекс вопросов проработан на достаточно высоком уровне.

Интегральную диагностику тепловых процессов, протекающих в кристаллизаторах сортовых МНЛЗ, ведут на основании величины перепада температуры охлаждающей воды в кристаллизаторе, которая в соответствии с законом теплового баланса дает представление о количестве тепла, переданном в кристаллизаторе, зависящем в первую очередь от плотности контакта корки заготовки с гильзой кристаллизатора по ее высоте.

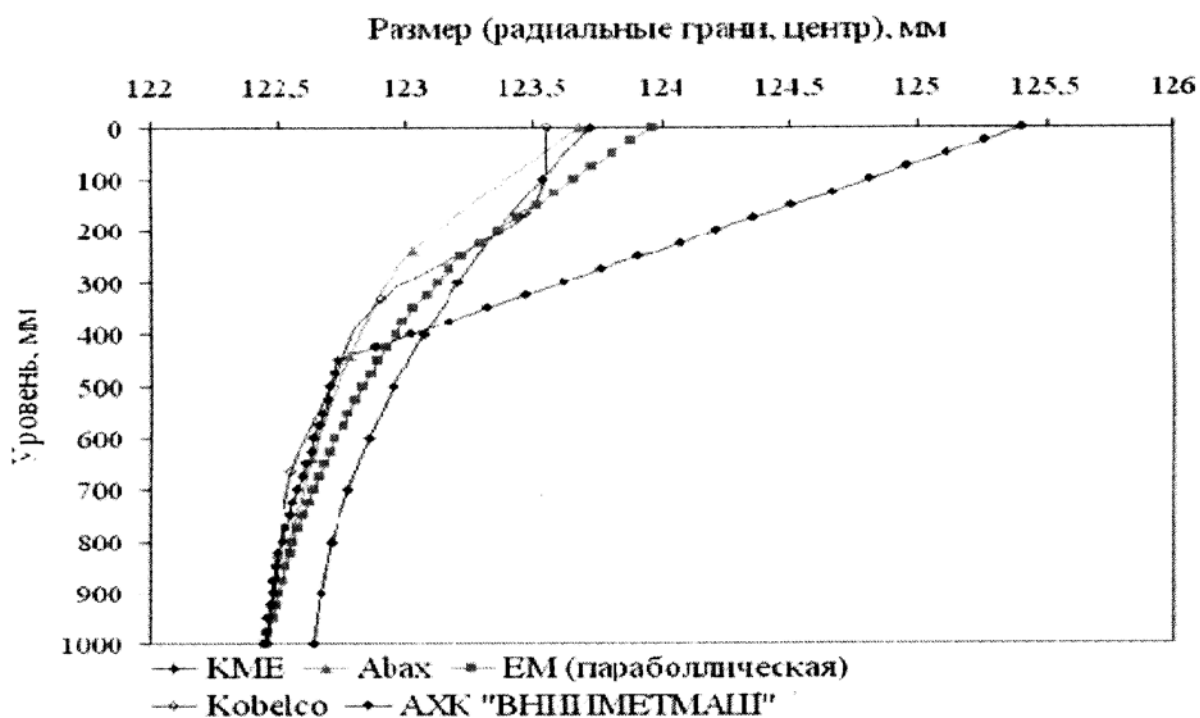


Рисунок 1.13 – Характеристика внутреннего профиля радиальных кристаллизаторов сортовых МНЛЗ ведущих производителей

Также для получения важных сведений о тепловой работе кристаллизаторов в ряде случаев используются экспериментальные гильзы, в чьих стенках заделано значительное количество термодатчиков, обработка сигналов которых позволяет определить изменение плотности теплового потока как функцию вертикальной координаты  $z$  и скорости разливки  $v$  металла  $q_{\text{крист}}=f(z, v)$  [12]. Моделирование тепловой работы кристаллизатора и анализ условий его тепловой работы являются наиболее эффективными в случае наличия такого экспериментального материала. Но следует помнить, что существует большое количество различных конструкций кристаллизаторов, для каждой из которых необходимо наличие индивидуальной зависимости.

В настоящее время важной задачей развития теплофизических основ эффективной эксплуатации кристаллизаторов является изучение влияния износа гильз на тепловое состояние заготовок и создание усовершенствованных методов диагностики тепловой работы кристаллизаторов в производственных условиях.

*Определение рациональных теплофизических параметров работы зоны вторичного охлаждения*

Традиционно рациональным принято считать такой набор параметров вторичного охлаждения, при котором температура поверхности заготовки при ее перемещении в ЗВО либо остается неизменной, либо незначительно снижается [12, 14, 15]. В настоящее время предпочтение отдается последнему варианту. Температура поверхности заготовки устанавливается на таком уровне, чтобы тепловой поток через корку заготовки и теплоотвод от ее поверхности были примерно одинаковы. Принято считать, что оптимальный диапазон значений температуры поверхности заготовки в ЗВО составляет 1000-



1100°C. Конкретный выбор рационального уровня температуры зависит от марки стали, типа МНЛЗ и т.д.

При этом возможны некоторые вариации в реализации названного принципа. Так, в работе [51] предложена аналитическая методика, позволяющая определить рациональные параметры вторичного охлаждения для слябовых МНЛЗ, установление которых обеспечит равный темп спада температуры по толщине затвердевшей заготовки. По сути дела речь идет об упрощенном решении обратной задачи теплообмена. Применение этой методики для сортовых заготовок достаточно затруднительно в рамках аналитического подхода, что связано с другой спецификой продвижения фронтов затвердевания.

В работе [52] показано эффективное использование статистической модели для определения рациональных параметров охлаждения и температурно-скоростных режимов непрерывной разливки.

Наиболее распространено в настоящее время использование метода математического моделирования для выбора рационального распределения интенсивности охлаждения в ЗВО. При задании граничных условий теплообмена выбираются различные параметры охлаждения по секторам ЗВО, полученные в результате температурные поля (и прежде всего, изменение температуры характерных точек на поверхности заготовки) анализируются, на основании чего выбирается наиболее приемлемый вариант, а исходные данные, для которых он был получен, считаются рациональными параметрами охлаждения [53]. Пример использования такого метода для получения заданного теплового состояния заготовки в ЗВО представлен на рис 1.14 [16]. Описанная процедура является достаточно трудоемкой и должна повторяться для каждой МНЛЗ для всех типоразмеров заготовок.

При накоплении результатов моделирования, полученных для различных скоростей и других параметров разливки,

целесообразна их обработка при помощи инструментов математической статистики и получение эмпирической зависимости, устанавливающей связь между параметрами разливки и требуемой интенсивностью охлаждения.

Наиболее распространенным методом выбора параметров вторичного охлаждения является пропорциональный метод, базирующийся на табличных данных изменения расхода воды от скорости разливки, размеров заготовки и химического состава стали. При этом разливаемые стали разделяются на ряд групп и в каждой из них требуемый расход воды на охлаждение заготовки определяется как:

$$G = a_0 + a_1 \cdot v + a_2 \cdot v^2,$$

где  $a_0$ ,  $a_1$ ,  $a_2$  – коэффициенты полинома (определяются в результате обработки статистического материала или результатов численных экспериментов);

$v$  – скорость разливки, м/мин.

Для определения рационального режима охлаждения в ЗВО необходимо наличие расчетных зависимостей, связывающих между собой параметры охлаждения (скорость истечения жидкости, давление охладителя и т.д.) с достигаемым значением коэффициента теплоотдачи.

Для определения значения коэффициента теплоотдачи, характеризующего отвод тепла от поверхности заготовки, формирующейся в ЗВО, известна следующая зависимость [54]:

$$\alpha_{cp} = Cf(Z), \quad (1.1)$$

где  $C$  – константа, определяемая опытным путем;

$Z = qP^{0.3}$  – константа, характеризующая режим охлаждения;

$q$  – тепловой поток, отводимый от поверхности заготовки, Вт/м<sup>2</sup>;

$P$  – давление в трубопроводе, Па.

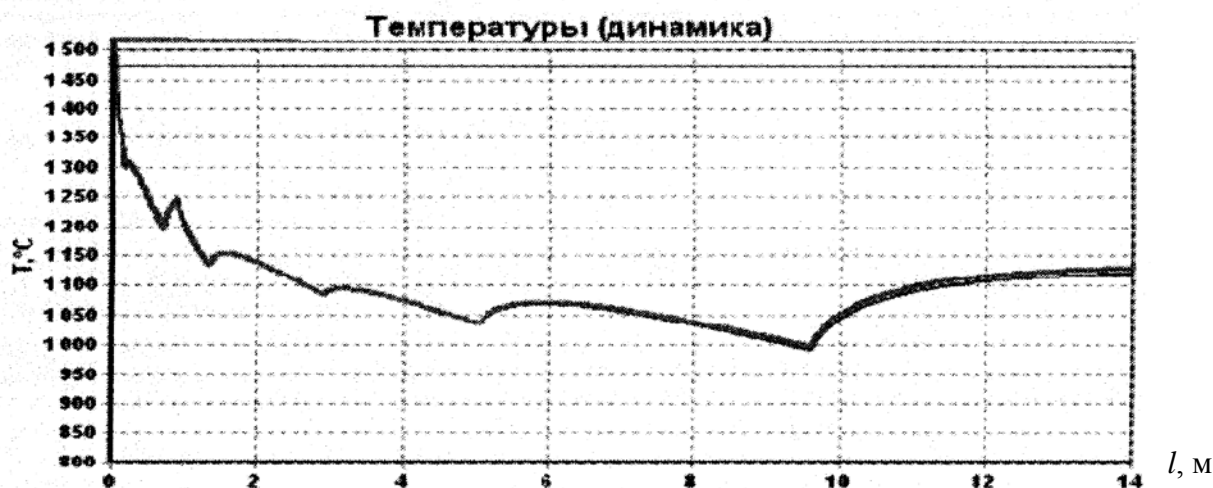


Рисунок 1.14 – Рациональное изменение температуры поверхности заготовки (сечение 150x150 мм, скорость разливки 3 м/мин) в ЗВО, определенное при помощи метода математического моделирования

С одной стороны, использование зависимости (1.1) удобно, так как это позволяет, зная расход охладителя и параметры его истечения, определить среднюю величину коэффициента теплоотдачи для поверхности заготовки, формирующейся в ЗВО. Но, с другой стороны, известно, что в окрестности каждой однофазной форсунки существует локальная неравномерность теплоотода. Поэтому для того, чтобы расчетные данные в максимальной мере соответствовали реальным значениям исследуемых физических величин, необходимо задавать граничные условия с учетом неравномерности теплоотода. То есть идентифицировать, в какую область попадает исследуемый поверхностный узел сетки (факел струи, зона схода паровой пленки, область сухих углов) и с учетом этого вычислять значение коэффициента теплоотдачи.

Одним из методов определения коэффициентов теплоотдачи форсунок является метод «подвижной форсунки» [55]. Стальная плита с 24 термоэлементами, с глубиной заделки 2,5 мм нагревается в печи инертным газом до 1200°C. Верхняя поверхность пластины изолирована, нижняя подвержена действию струи испытываемой форсунки. Подвижный рычаг, на

котором закреплена форсунка, перемещается параллельно пластине с помощью контролируемого компьютером электромотора. Для моделирования перемещения заготовки между роликами автоматически удаляется защитный кожух над пластиной. Форсунка перемещается слева направо с открытым кожухом, в обратную сторону с закрытым. Температура пластины и охлаждающей воды измеряется до тех пор, пока температура тела не достигнет температуры охлаждающей среды. Показания термоэлементов и положение форсунки относительно пластины записываются в базу данных, которая затем используется для восстановления граничных условий.

Этот метод изучения динамических характеристик форсунок очень эффективен, так как позволяет исследовать форсунки различных конструкций, определять как средние коэффициенты теплоотдачи для области факела, так и изучать локальную неравномерность теплоотвода.

Важным направлением развития теплофизических основ охлаждения непрерывнолитых заготовок в ЗВО в настоящее время являются создание методов, позволяющих определять рациональные параметры охлаждения заготовок с меньшей трудоемкостью, чем существующие методы, а также разработка методов диагностики и стабилизации теплового состояния заготовки при работе ЗВО в нештатных ситуациях.

#### 1.4.2 Определение рациональных параметров тепловой обработки заготовок в печах.

Рациональность режимов тепловой обработки заготовок в печах определяется с учетом достигаемых качества тепловой обработки и уровня материальных и энергетических затрат.

Основные направления сокращения расхода топлива в методических печах таковы [48-50]: реализация импульсного отопления агрегатов [56, 57], улучшение изоляции камер печей [58-60], интенсификация лучистого теплообмена в сварочной

зоне [61] и конвективного теплообмена в методической зоне [62], повышение степени использования тепла уходящих газов [63-74], эффективная изоляция глиссажных труб.

Для термических печей также важны улучшение изоляции, при этом необходимо достичь не только снижение потерь тепла теплопередачей, но и на аккумуляцию [50]; интенсификация теплообмена в рабочей камере и повышение равномерности распределения температуры; повышение степени использования тепла уходящих газов [63-74].

Важной задачей является разработка импульсных режимов отопления термических печей, что согласно результатам многих работ [76-80], позволяет в некоторой мере ускорить нагрев и достичь равномерного распределения температуры среды в печи и, следовательно, равномерной температуры металла по объему садки.

В настоящее время актуальной научно-технической задачей является продолжение изучения теплообмена при импульсном течении среды, создание расчетных зависимостей для определения характеристик теплообмена в зависимости от параметров пульсации расходов среды, разработка управляющих алгоритмов.

Также для ряда термических печей, реализующих комплексную термообработку заготовок, важна разработка научных и технических аспектов мероприятий по ускорению операций воздушного охлаждения заготовок в печах (в случае, когда операция охлаждения не является последней, ее реализуют в печи, подавая воздух при помощи системы фурм).

Зачастую в отечественной промышленности проблема реконструкции или поставки новых печных агрегатов решается с привлечением иностранных компаний. Проблема заключается в том, что на стадии ведения переговоров о поставке оборудования у украинских специалистов нет отработанной методологии для

оценки технико-экономических показателей приобретаемого оборудования.

Другой особенностью привлечения иностранных компаний является их стремление поставить отечественное предприятие-заказчика в полную зависимость от себя в вопросах оптимизации, обслуживания и модернизации оборудования. Поэтому на практике возникает необходимость создавать расчетные методики, математические модели устанавливаемого оборудования и алгоритмы управления систем АСУ ТП.

При реконструкции или создании нового оборудования собственными силами предприятия для выбора рациональных технических решений необходимо наличие методик, позволяющих оценить предельное влияние каждого из выбранных для реконструкции параметров на технико-экономические показатели технологии. Для печей основными направлениями реконструкции являются: совершенствование изоляционной конструкции и повышение степени использования тепла уходящих газов [50].

1.4.3 Использование метода математического моделирования для изучения и определения рациональных параметров процессов непрерывной разливки стали и тепловой обработки заготовок.

В настоящее время одним из самых эффективных инструментов решения задачи определения рациональных параметров технологий разливки стали и тепловой обработки заготовок является метод математического моделирования [9, 82-86].

Задача поддержания рациональных теплотехнических параметров в конкретном технологическом процессе решается средствами АСУ ТП, при этом важное место в этой системе может занимать математическая модель теплового процесса, как

на стадии создания системы АСУ ТП, так и непосредственно в качестве ее элемента [82-89]. Во втором случае к математическим моделям предъявляются повышенные требования в плане быстродействия и безусловной устойчивости работы [9].

Под математической моделью процесса или технологии понимают либо вообще какой-нибудь набор формул, позволяющих определять параметры функционирования устройства или технологии при заданных факторах, либо набор дифференциальных уравнений, описывающих изучаемые процессы. Однако в настоящее время термин математическое моделирование все больше начинают относить к работе с дифференциальным описанием процессов. В противном случае целесообразней говорить о расчетной методике.

Использование математического моделирования для углубленного изучения процессов в принципе может быть реализовано в двух направлениях:

– проведение численных экспериментов (решение прямой задачи), когда в качестве исходных данных задаются параметры процесса (расходы теплоносителей, производительность и т.д.), а в качестве результата получаем температурное поле материала [9];

– решение обратной задачи, для которой заданные характеристики температурного состояния материала являются исходными данными, а в результате решения определяются параметры реализации тепловой обработки. Такой подход реализуется для решения задач оптимизации температурного поля [87].

Решение обратных задач в общем случае приводит к достаточно серьезным трудностям методического, алгоритмического и вычислительного характера [9, 87]. Поэтому на практике для решения задач оптимизации вместо единократного решения обратной задачи часто используется прострел возможной области изменения параметров технологии

(в их различных комбинациях) с анализом полученных характеристик температурного поля и выбором наилучшего варианта.

Ниже рассмотрены подходы к математическому моделированию тепловых процессов для элементов систем производства непрерывнолитой заготовки и ее тепловой обработки.

#### *Математическое моделирование процессов непрерывной разливки стали*

В сложной системе уравнений, описывающих процессы затвердевания, важнейшими являются уравнения переноса энергии и теплопроводности. Поэтому в инженерной практике до сих пор использовались преимущественно упрощенные модели, направленные на исследование исключительно тепловых режимов формирования непрерывного слитка. При этом задача заключалась в определении динамики затвердевания расплава, которая включает в себя температурные поля, толщину твердой корочки, время полного затвердевания слитка, глубину жидкой фазы [90, 91].

В настоящее время существуют различные подходы к решению задачи затвердевания. Однако в подавляющем большинстве случаев для решения задач затвердевания металлических сплавов используют теорию квазиравновесной двухфазной зоны [90], развитую в работах В.Т. Борисова. Эта теория не учитывает кинетическое или диффузионное переохлаждение расплава, так как их величины для реальных условий малы. В указанной теории выявлена высокая скорость роста твердой фазы при малых отклонениях от равновесных условий. Это позволяет считать, что твердая и жидкая фаза находятся в равновесии в каждом элементарном объеме двухфазной области. В систему уравнений теории квазиравновесной зоны входят уравнение теплопроводности и переноса массы в жидкой части двухфазной области. Решение



этой системы с соответствующими начальными и граничными условиями позволяет определить температурное поле в слитке, поле концентраций и долю жидкой фазы. Однако практическое решение составленной системы уравнений встречает ряд методических трудностей.

В рамках теории квазиравновесной двухфазной зоны существует еще одна модель охлаждения и затвердевания сплава, в основе этой модели лежит дифференциальное уравнение нестационарной теплопроводности, с учетом выделяющейся теплоты кристаллизации. В ее рамках вводится понятие соотношения твердой и жидкой фаз. Такой подход к изучению тепловых процессов, протекающих при формировании непрерывного слитка, нашел применение в подавляющем большинстве математических моделей кристаллизации, а впервые он был применен в работе [92], направленной на изучение кристаллизации и охлаждения непрерывнолитых слябов. При построении модели были приняты следующие допущения [92]:

- начало координат движется вниз вместе со слитком со скоростью вытягивания;

- перенос тепла вдоль продольной оси (в направлении вытягивания) пренебрежимо мал по сравнению с переносом тепла в поперечных направлениях;

- граничные и начальные условия симметричны относительно геометрических осей симметрии прямоугольного слитка, поэтому решение реализуется для одной четверти слитка;

- для задания граничных условий вдоль продольной оси слитка выделялось три характерные зоны: кристаллизатор; водяное форсуночное охлаждение; охлаждение слитка на воздухе. В свою очередь по высоте кристаллизатора выделены три участка: район мениска, в котором жидкий металл контактирует со стенками кристаллизатора; зона контактного

теплообмена; участок, на котором теплообмен между слитком и заготовкой протекает через газовый зазор.

Вышеназванные допущения позволили записать дифференциальное уравнение нестационарной теплопроводности для описания процессов кристаллизации и охлаждения непрерывнолитых слябов в следующем виде (все оригинальные единицы измерения переведены в систему СИ):

$$\rho \cdot c_s \cdot \frac{\partial t}{\partial \tau} - \lambda_s \cdot \frac{\partial^2 t}{\partial x^2} \pm b \left( \frac{\partial t}{\partial x} \right)^2 = 0, \quad (1.2)$$

где  $\rho$  – плотность стали, кг/м<sup>3</sup>;

$\lambda_s$  – эффективный коэффициент теплопроводности, Вт/(м·К);

$c_s$  – эффективная теплоемкость стали, Дж/(кг·К);

$b$  – коэффициент для учета зависимости теплопроводности металла от температуры.

Для решения составленной задачи был использован метод конечных разностей, аппроксимация дифференциального уравнения нестационарной теплопроводности проводилась по явной схеме. Процедура подтверждения адекватности разработанной модели практическим данным засвидетельствовала достаточную точность расчетных данных.

Следует заметить, что почти все математические модели кристаллизации, используемые на сегодняшний день, основываются на подходе, описанном выше.

Одним из важнейших этапов создания математической модели является задание условий однозначности и, прежде всего, граничных условий. За последние несколько десятилетий отечественными и зарубежными исследователями достигнуты результаты, позволяющие учитывать при задании граничных условий теплообмена на поверхности формирующейся заготовки

особенности внутреннего профиля кристаллизатора, локальной неравномерности теплоотвода в ЗВО и т.д. [93-95].

На сегодня создано и успешно используется значительное количество моделей непрерывной разливки стали, которые созданы для условий конкретных предприятий и позволяют решать задачи предотвращения аварий, повышения скорости разливки и качества заготовок [96-104].

В отечественных и зарубежных литературных источниках описан ряд математических моделей непрерывной разливки, в основе которых лежит дифференциальное уравнение нестационарной теплопроводности с внутренними источниками тепла, значительно расширяющих количество предоставляемой информации и обеспечивающих возможность ее использования в алгоритмах управления [97, 99, 105]. Так, в основе концепции модели, представленной в работе [106] лежит следующий алгоритм: оптимизация скорости разливки → тепловой баланс на участке сталеразливочный ковш – кристаллизатор → оптимизация кристаллизатора → динамическое управление ЗВО → оптимизация технологической длины МНЛЗ → предсказание качества заготовки → поддержание эксплуатационных кондиций МНЛЗ.

В работах В.А. Журавлева в общей постановке развита математическая модель, которая рассматривает кристаллизацию непрерывного слитка как результат одновременного протекания тепловых, диффузионных и гидродинамических явлений [91]. Такая модель представляет большой принципиальный интерес с точки зрения исследования условий получения бездефектного литого металла, так как картина физических явлений, протекающих в твердой, жидкой и двухфазной зонах, состоит из совокупности взаимосвязанных процессов тепло- массопереноса.

В настоящее время создан и успешно используется ряд комплексных математических моделей для исследования совместного протекания тепловых, гидродинамических и других

явлений. Применительно к технологиям выплавки, доводки, разливки и затвердевания металлов интересные подходы представлены в работах [107-121]. Их использование в гносеологических целях позволяет получать уникальную информацию о наложении различных физических явлений и рекомендовать выбор рациональных значений параметров конкретных технологий.

#### *Математическое моделирование процессов тепловой обработки заготовок в печах*

Нагрев заготовок в печах представляет собой сложный теплообменный процесс, включающий передачу тепла от греющей среды, как правило, продуктов сгорания топлива путем излучения и конвекции к поверхности нагреваемого металла и распределение тепла внутри массива заготовок. С точки зрения расчетов процессов нагрева и их математического моделирования речь идет о совместном решении внешней и внутренней задач теплообмена [122, 123]. Аналогичную ситуацию имеем и для охлаждения заготовок, с той только разницей, что тепло отводится от поверхности заготовок к охлаждающей среде.

Известен ряд аналитических методик расчета процессов нагрева и охлаждения металла в печах, которые базируются на методе тепловой диаграммы Семикина И.Д. и результатах аналитического решения дифференциального уравнения нестационарной теплопроводности, систематизация которых позволила получить вспомогательные коэффициенты для методики [49, 123].

Аналитические методики ориентированы на изучение тепловой обработки тел простой формы: бесконечной плиты, цилиндра с бесконечной длиной или шара. Поскольку реальные тела отличаются от простейших форм, на практике имеет место замена.

В высокотемпературных печах преобладает лучистый теплообмен, поэтому основой аналитических методик является

описание этого вида теплообмена [124, 125]. Закономерности лучистого теплообмена в печах носят очень сложный характер, так как тепло от продуктов сгорания передается в виде лучистого теплового потока как на поверхность металла, так и футеровки, а те в свою очередь также обмениваются теплом. В связи с этим вводится понятие приведенного коэффициента излучения для системы тел, который бы позволял при помощи закона Стефана-Больцмана определить плотность результирующего теплового потока на поверхность металла. Так, для печей проходного типа выделяют систему тел «газ-кладка-металл», а искомый тепловой поток определяется как [49]:

$$q = C_{г.к.м.} \cdot \left[ \left( \frac{T_g}{100} \right)^4 - \left( \frac{T_n}{100} \right)^4 \right],$$

где  $T_g$ ,  $T_n$  – действующая температура продуктов сгорания и температура поверхности обрабатываемого металла, К;

$C_{г.к.м.}$  – приведенный коэффициент излучения для системы тел газ-кладка-металл, Вт/(м<sup>2</sup>·К<sup>4</sup>).

Для печей камерного типа вводятся наряду с температурой продуктов сгорания условные вспомогательные величины: температура печи, температура кладки. Используя эти величины при помощи приведенных ниже зависимостей можно одним из трех способов определить величину лучистого потока, падающего на поверхность нагреваемого металла.

$$q = C_{\partial} \cdot \left[ \left( \frac{T_{\partial}}{100} \right)^4 - \left( \frac{T_n}{100} \right)^4 \right] = C_{печь.м} \cdot \left[ \left( \frac{T_{печь}}{100} \right)^4 - \left( \frac{T_n}{100} \right)^4 \right] = C_{кл.м} \cdot \left[ \left( \frac{T_{кл}}{100} \right)^4 - \left( \frac{T_n}{100} \right)^4 \right]$$

где  $C_{\partial}$   $C_{печь.м}$   $C_{кл.м}$  – приведенные коэффициенты излучения для системы тел газ-кладка-металл, печь-металл, кладка-металл соответственно, Вт/(м<sup>2</sup>·К<sup>4</sup>)

Продолжительность нагрева металла определяется при помощи формулы Семикина И.Д. (метод тепловой диаграммы) [123]:

$$\tau = \frac{R \cdot \rho \cdot (i_2 - i_1)}{k_1 \cdot \bar{q}},$$

где  $R$  – расчетная толщина заготовки, м;

$\rho$  – плотность нагреваемого металла, кг/м<sup>3</sup>;

$i_1, i_2$  – энтальпия нагреваемого металла в начале и конце периода нагрева, кДж/кг;

$k_1$  – коэффициент материальной нагрузки, зависит от формы обрабатываемых тел;

$\bar{q}$  – средняя плотность теплового потока в процессе нагрева, Вт/м<sup>2</sup>.

Для отслеживания качества нагрева и возникающих в металле термических напряжений необходимо иметь информацию о зависимости температурного перепада по сечению тела в зависимости от падающего на поверхность металла теплового потока:

$$\Delta t = \frac{q \cdot R}{k_2 \cdot \lambda(t)}, \quad (1.3)$$

где  $k_2$  – коэффициент усреднения теплового потока по сечению тела, определяется в зависимости от формы тела и режима нагрева.

$\lambda(t_{cm})$  – коэффициент теплопроводности металла, выбранный в зависимости от среднемассовой температуры тела, Вт/(м·К).

Сущность зависимости (1.3) такова, что вычисления с ее помощью могут быть организованы только по итерационной схеме.

В рамках аналитического расчета необходимо установление связи между температурами поверхности тела ( $t_{п}$ ), центра тела ( $t_{ц}$ ) и среднемассовой температурой ( $t_{cm}$ ):

$$\Delta t_{cm} = t_{п} - \frac{k_3 - 1}{k_3} \cdot \Delta t, \quad t_{п} = t_{ц} + \Delta t, \quad (1.4)$$

где  $k_3$  – коэффициент усреднения температуры, определяется в зависимости от формы тела и режима нагрева.

Вычисления по зависимостям (1.4) также реализуются по итерационной процедуре.

Существуют также аналитические методики для расчета ряда других операций тепловой обработки металла в печах [49].

Однако использование аналитических методик сопряжено с рядом недостатков [126]:

- определение приведенных коэффициентов излучения, интегрально описывающих теплообмен в камере или зоне печи, и выделение единой температуры греющего источника (например, продуктов сгорания) для всего участка могут приводить к погрешности порядка до 20-25%;

- в результате расчета определяются только три температуры в плоскости поперечного сечения заготовки (температура центра, поверхности и среднemasсовая температура). Конечно, на основании этих величин можно формировать представление о температурном поле заготовки в целом, однако на практике удобнее иметь полную картину распределения температур по сечению заготовки;

- для расчета используются теплофизические свойства металла, определенные для среднemasсовой температуры заготовки, что может приводить к погрешности определения температур конкретных точек в массиве заготовки;

- практически нет информации о подходах к расчету таких операций как выравнивание температурного поля заготовок после нагрева или охлаждения, которые встречаются в практике термообработки, а также, по мнению автора работы, в дополнительной проработке нуждаются подходы к расчету охлаждения заготовок с печью и воздушного охлаждения.

Использование метода математического моделирования температурного поля заготовки решает вышеуказанные проблемы [85, 126]. Температурное поле определяется для узлов сетки, условно нанесенной на расчетное сечение заготовки (при достаточном числе узлов получаем практически сплошную

кривую). Имеется возможность учета теплофизических свойств в зависимости от локальных значений температуры. В основе математической модели нагрева-охлаждения металла в печах лежит дифференциальное уравнение нестационарной теплопроводности.

Задание граничных условий теплообмена в печи при этом представляет собой сопряженную задачу внутреннего и внешнего теплообмена [85]. Распределение температур в обрабатываемых телах зависит от лучистой [124] и конвективной составляющих теплового потока [127], падающего на поверхность тел. В то же время величины этих потоков зависят не только от распределения температур в газовом объеме печи и по внутренней поверхности футеровки, но и от распределения температур по поверхности тел. Так как для лучистого теплообмена температура поверхности тела входит в выражение закона Стефана-Больцмана, а для конвективного теплообмена в закон Ньютона-Рихмана, и кроме того, эта величина определяет параметры пограничного слоя и соответственно значение коэффициента конвективной теплоотдачи, для обеспечения сопряженного (совместного) решения задач внутреннего и внешнего теплообмена на каждом временном шаге используется итерационная схема, состоящая из следующих этапов [9]:

1. Задание начального приближения для распределения температуры по поверхности тела;
2. Решение задачи внешнего теплообмена, устанавливающее распределение плотности теплового потока по поверхности, соответствующее заданному распределению температуры;
3. Решение задачи внутреннего теплообмена, устанавливающее распределение температуры в теле (в том числе и на поверхности), соответствующее распределению плотности теплового потока, полученному на предыдущем шаге;
4. Сопоставление определенного распределения температуры по поверхности тела (шаг 3) с заданным изначально (шаг 1) и



вычисление разницы температур для каждой точки на поверхности тела. В случае если хотя бы для одной точки расхождение температур превышает заданную погрешность расчета, итерационная процедура повторяется – распределение температур, полученное на шаге 3 задается в качестве исходного на шаге 1 – до достижения такого соотношения распределения температур (заданного для расчета параметров внешнего теплообмена и рассчитанного) по поверхности тела, при котором разница температур для каждой точки поверхности будет меньше заданной погрешности.

Реализация второго шага предложенной итерационной процедуры реализуется при помощи классического зонального метода для расчета лучистого теплообмена, либо при помощи резольвентного зонального метода, либо метода расчета сложного теплообмена зональным методом.

Необходимым этапом решения задачи внешнего теплообмена при помощи любого из этих способов является дискретизация задачи – разбиение поверхностей тел и газового объема, участвующих в теплообмене, на отдельные участки с последующим усреднением всех величин в пределах участка [85, 128, 129]. Различие способов описания теплообмена для поверхностных и объемных зон создает значительные неудобства. Поэтому принято полагать, что участие в теплообмене принимает не сам газ, а ограничивающая его воображаемая поверхность. Этой поверхности необходимо приписать определенную температуру и радиационные свойства таким образом, чтобы ее излучение было эквивалентно излучению газового объема. Задача ставится так, чтобы для каждой зоны была задана одна из величин: либо температура поверхности (зона I-го рода), либо плотность результирующего излучения (зона II-го рода). Вторая величина является неизвестной, в результате решения задачи она должна быть найдена для каждой зоны. Для этого строится система зональных

уравнений. В результате строгое математическое описание внешнего теплообмена заменяется приближенной математической моделью, представленной системой алгебраических уравнений. Решение, получаемое при помощи зональных методов, естественно, является приближенным, но его можно получать с любой точностью, выбирая размеры зон достаточно малыми [85].

#### *Классический зональный метод*

Согласно классическому зональному методу формируется система зональных уравнений. Имеем следующую структуру системы [81]:

$$\text{Для поверхностных зон I-го рода: } Q_i^{\text{эф}} = R_i \sum_k Q_k^{\text{эф}} \cdot \varphi_{ki} + Q_i,$$

$$\text{Для поверхностных зон II-го рода: } Q_i^{\text{эф}} = \sum_k Q_k^{\text{эф}} \cdot \varphi_{ki} - Q_i^p,$$

$$\text{Для объемных зон I-го рода: } Q_i^{\text{эф}} = Q_i,$$

$$\text{Для объемных зон II-го рода: } Q_i^{\text{эф}} = A_i \cdot \sum_k Q_k^{\text{эф}} \cdot \varphi_{ki} - Q_i^p,$$

где  $Q_i^{\text{эф}}$ ,  $Q_i$ ,  $Q_i^p$  – эффективный поток излучения, поток собственного излучения, поток результирующего излучения  $i$ -ой зоны соответственно;

$R_i$  – отражательная способность  $i$ -ой зоны;

$\varphi_{ki}$  – обобщенный угловой коэффициент, отражающий вклад эффективного излучения  $k$ -ой зоны в лучистый поток, падающий на  $i$ -ю зону.

Если коэффициенты, входящие в уравнения (поглощательные и отражательные способности), степени черноты не зависят от температуры поверхности зон, то система уравнений является линейной относительно искомых потоков и решается в общем виде. Таким образом, наиболее удобно использование классического зонального метода для систем с диатермичной средой. Однако в общем случае система зональных

уравнений является нелинейной из-за наличия существенной связи между лучистыми характеристиками объемных зон и температурой. Если в системе имеются объемные зоны второго рода, температура которых заранее неизвестна, для решения системы зональных уравнений приходится применять метод итераций, задавая в начальном приближении температуру этих зон и определяя для нее коэффициенты поглощения газа в пределах этих зон.

Одним из основных этапов постановки задачи для классического зонального метода является описание связи потока излучения, падающего на некоторую зону, с эффективными потоками излучения остальных зон. Такая связь устанавливается при помощи обобщенных угловых коэффициентов, характеризующих взаимное расположение зон в пространстве и частичное поглощение излучения газовыми зонами.

#### *Резольвентный зональный метод*

Данный метод использует единообразное описание характеристик всех зон как поверхностных, так и объемных [85]. В рамках этого метода основой зональных уравнений является соотношение, устанавливающее связь результирующих и собственных потоков. При таком подходе понятие потока эффективного излучения является излишним, поэтому вместо обычных угловых коэффициентов, связывающих потоки падающего и эффективного излучений, вводится понятие разрешающего углового коэффициента, связывающего падающие потоки непосредственно с потоками собственного излучения.

Таким образом, система зональных уравнений при работе по резольвентному методу выглядит следующим образом:

Для зон I-го рода как поверхностных, так и объемных:

$$Q_i^P = A_i \sum_k Q_k \cdot \psi_{ki} - Q_i$$

для зон II -го рода как поверхностных, так и объемных:

$$Q_i = A_i \sum_k Q_k \cdot \psi_{ki} - Q_i^p,$$

где  $\psi_{ki}$  – разрешающий обобщенный угловой коэффициент, выражающий вклад собственного излучения  $k$ -ой зоны в лучистый поток, падающий на  $i$ -ю зону, при этом учитывается, что собственное излучение  $k$ -ой может достигать  $i$ -ю зону как непосредственно, так и после многократных отражений от поверхностных зон и поглощений в газовом объеме.

Единообразное описание свойств поверхностных и объемных зон в рамках резольвентного метода приводит к тому, что система зональных уравнений распадается на две подсистемы: для зон I-го рода и зон II-го рода. Поскольку выражения 1-ой подсистемы представляют собой явные выражения, решение задачи сводится к решению второй подсистемы.

#### *Расчет сложного теплообмена зональным методом*

Несмотря на то, что для высокотемпературных агрегатов преобладает лучистый теплообмен, при повышенных требованиях к точности моделирования необходимо учитывать конвективную составляющую теплообмена. Вид системы зональных уравнений зависит от того, какой из методов, зональный классический или резольвентный, взят за основу для учета лучистого теплообмена. Так для случая использования зонального резольвентного метода имеем [85]:

$$\text{для зон I рода } \check{Q}_i = \sum_k (a_{ki} \cdot T_k^4 + g_{ki} \cdot T_k) + g_i^0;$$

$$\text{для зон II рода } \sum_k (a_{ki} \cdot T_k^4 + g_{ki} \cdot T_k) + g_i^0 - \check{Q}_i = 0,$$

где  $\check{Q}_i$  – результирующий поток, падающий на  $i$ -ю зону, формирующийся по лучистому и конвективному механизмам;

$a_{ki}$ ,  $g_{ki}$  – коэффициенты, определяющие вклад  $k$ -ой зоны в лучистую и конвективную составляющие теплового потока на  $i$ -ю зону;

$g_i^0$  – сумма слагаемых, не зависящих от зональной температуры.

Имеется множество успешных примеров реализации моделей сопряженного теплообмена для изучения процессов тепловой обработки металла в печах [85, 128, 129], при этом достигается возможность учета неравномерности распределения температур греющей среды, внутренней поверхности футеровки и поверхности металла, однако полученные модели являются достаточно громоздкими и скорость вычислений с их помощью обычно не допускает их прямого использования в системах АСУ ТП.

В значительном количестве работ авторы получили приемлемые по точности решения задачи тепловой обработки металла в печах, используя упрощенные подходы рассмотрения сопряженного теплообмена, например, задавая коэффициенты излучения рассматриваемых систем тел из диапазона реальных значений [9, 130, 131].

*Особенности реализации математических моделей технологических процессов систем производства непрерывнолитой заготовки и ее тепловой обработка*

Технологии разливки стали и тепловой обработки заготовок характеризуются значительным разнообразием, что определяет большое количество созданных математических моделей, предназначенных для решения конкретных задач, и их существенные особенности [132-143].

Анализ математических моделей процессов непрерывной разливки стали и тепловой обработки заготовок показал, что все они базируются на решении либо одного дифференциального уравнения нестационарной теплопроводности, либо этого уравнения в комбинации с другими дифференциальными уравнениями, описывающими процессы, существенно влияющие на решение тепловой задачи (например, динамики жидкости) или

качество металла (например, уравнения, описывающие напряженно-деформированное состояние металла).

До недавнего времени практическая реализация сложных моделей встречала значительные сложности, которые можно разделить на несколько групп:

- высокая сложность физических процессов, протекающих при формировании слитка, приводящая к необходимости использования очень сложного математического описания;

- методические сложности, связанные с формулировкой таких допущений, которые бы с одной стороны позволили упростить систему дифференциальных уравнений, а с другой стороны не противоречили физической сущности протекающих процессов;

- сложность численного решения системы дифференциальных уравнений для трехмерного пространства.

Однако известно, что в последнее время разработаны и успешно используются специальные инженерные вычислительные пакеты, среди которых следует выделить ANSYS и Abaqus (данные о характеристиках названных пакетов очень широко представлены в Интернете и специальной литературе) [144]. Их применение позволяет выполнять расчеты, связанные с изучением напряженно-деформированного состояния тел, гидродинамических процессов и т.д. Рассматриваемые пакеты характеризуются высокой универсальностью и могут быть использованы для оптимизации работы существующих технологий и проектирования новых агрегатов. Следует подчеркнуть, что уровень представления результатов расчетов, характерный для данных программ, сложно достигнуть при индивидуальном программировании.

Несмотря на вышесказанное, в настоящее время существует необходимость разработки новых математических моделей непрерывной разливки стали и тепловой обработки заготовок. Это утверждение можно подтвердить следующими положениями:

- специализированные вычислительные пакеты представляют собой дорогостоящие программные продукты, так что в ряде случаев предприятиям выгоднее самостоятельно разработать прикладные программы для решения конкретных задач силами своих специалистов;
- алгоритм, положенный в основу приобретаемых программных продуктов, неизвестен, что не дает возможности самостоятельно его модернизировать или, например, задавать нестандартные граничные условия;
- скорость проведения сложных численных экспериментов при помощи специализированных вычислительных пакетов достаточно низка (время расчета может достигать нескольких часов), в то время как для прямой интеграции математических моделей в системы АСУ ТП они должны обладать высокой скоростью счета (в темпе реального времени), минимальным потреблением вычислительных ресурсов, высокой устойчивостью [145].

#### *Идентификация математических моделей*

Задача идентификации систем с распределенными параметрами состоит в определении функций, описывающих изменение параметров модели по пространственно-временным координатам на основании имеющихся экспериментальных данных о технологическом процессе [9]. Выделяют задачи начальной и оперативной идентификации. В случае начальной настройки параметров речь идет о решении обратной задачи теплопроводности, которая в классическом смысле является некорректной, так как малые погрешности измерения величин по модели (например, температуры поверхности металла) приводят к достаточно большим отклонениям в искомым решениях. Существуют различные способы получения устойчивых решений некорректно поставленных задач [146-160]. Простейшим и широко распространенным в инженерной практике является метод подбора. Например, для изучения нагрева металла в

проходной печи, коэффициенты излучения принимаются постоянными в пределах каждой зоны и подбираются так, чтобы минимизировать невязку между измеренными и расчетными значениями температуры. Однако предположение о постоянстве приведенных коэффициентов излучения является довольно ограничивающим варианты теплообмена в реальном агрегате и возможность его использования следует дополнительно исследовать и подтверждать.

Известен также метод регуляризации, который позволяет получить решение без жестких ограничений на вид функции, описывающей изменение искомой величины в изучаемом пространстве, например, коэффициентов излучения по длине зоны теплообмена [9]. Распределение искомым величин отыскивается путем минимизации регуляризирующего функционала. Структурно регуляризирующий функционал состоит из двух частей: первая оценивает величину невязки между измеренной и расчетной температурой, вторая предназначена для стабилизации получаемого решения [9, 148-155]:

$$I(\sigma) = \int_0^{\tau_H} \int_0^s [T(x, \tau) - T^*(x, \tau)]^2 dx dy + \alpha \Omega [\sigma_1(x, \tau) \cdot \sigma_2(x, \tau)],$$

где  $T(x, \tau)$  – расчетная температура, получаемая в результате решения прямой задачи теплопроводности, для точки на поверхности заготовки с координатой  $x$  в момент времени  $\tau$ ;

$T(x, \tau)^*$  – результат измерения температуры на поверхности заготовки;

$\alpha$  – параметр регуляризации ( $\alpha > 0$ );

$\Omega [\sigma_1(x, \tau) \cdot \sigma_2(x, \tau)]$  – стабилизирующий функционал.

Еще одним методом решения ОЗТ является метод сплайн-аппроксимации искомым функций. Для его выполнения необходимо выполнение требования гладкости аппроксимирующей зависимости. Суть метода состоит в представлении искомым функций в виде сплайнов на



исследуемом временном отрезке. То есть, имеем решение экстремальной задачи, заключающейся в минимизации интегрального функционала невязки по коэффициентам  $b_i$  [9]:

$$I(b_1, b_2, \dots, b_i) = \int_0^{\tau_H} \sum_i \left[ T(x_i, \tau) - T^*(x_i, \tau) \right]^2.$$

*Алгоритмы оперативной настройки параметров математической модели*

Иногда после начальной настройки необходимо обеспечить адаптацию параметров модели в реальном времени, используя минимальное количество точек измерения температуры поверхности металла. Такие алгоритмы могут быть основаны на методе стохастической аппроксимации [156-161]. Суть метода заключается в том, что через некоторые промежутки времени измеряется температура поверхности металла в определенной точке по длине печи. В управляющей вычислительной машине параллельно технологическому процессу моделируется процесс нагрева металла с помощью математической модели. По отклонениям измеренной температуры от рассчитанной подстраиваются параметры модели таким образом, чтобы свести названное отклонению к нулю:

$$\begin{aligned} \Delta \sigma_i &= k_i \left[ T_i^*(l^*, x^*, \tau) - T_i(l, x, \tau) \right]; \\ \sigma_1^i(\tau) &= \sigma_1^i(\tau) + \Delta \sigma_i; \\ \sigma_2^i(\tau) &= \sigma_2^i(\tau) + \Delta \sigma_i, \end{aligned}$$

где  $T_i^*(l^*, x^*, \tau)$  – измеренная температура;

$l^*, x^*$  – координаты съема температуры металла в печи;

$T_i(l, x, \tau)$  – расчетная по модели температура;

$k_i$  – элемент из последовательности чисел, которая берется на основании метода стохастической аппроксимации.

Весь спектр дополнительных возможностей и особенностей идентификации математических моделей вообще и тепловой

обработки металла в частности довольно детально представлен в работах [148-160].

1.4.4 Современные аспекты использования систем АСУ ТП для управления технологическими процессами разлива стали и тепловой обработки заготовок.

Существенная экономия энергоресурсов и повышение качества продукции может быть достигнуто за счет внедрения систем АСУ ТП и их совершенствования.

Результаты анализа и обобщения типовых целей создания систем АСУ ТП и достигаемых результатов приведены в работе [88]:

- управление качеством продукции – 32%;
- энергосбережение и экономия ресурсов – 25%;
- обеспечение безопасности процессов – 14%;
- обеспечение заданной производительности – 12%;
- помощь обслуживающему персоналу в управлении – 11%;
- другие цели – 6%.

Актуальным в настоящее время является решение комплекса вопросов, связанных с интеграцией математических моделей в системы АСУ ТП [9, 88, 161-165]. Из практического опыта известно, что создание таких систем АСУ ТП позволяет достигать значительной экономии энергоресурсов и повышение качества продукции; однако к математическим моделям в этом случае предъявляется ряд жестких требований: устойчивость решения, сравнительная простота с сохранением адекватности и информативности, возможность высокой скорости счета, желательно с опережением темпа реального времени.

На сегодняшнем уровне развития техники использование систем АСУ ТП является мощнейшим рычагом повышения качества продукции. Причем задачей этой системы является не только поддержание заданных параметров тепловой обработки, но и предупреждение аварийных ситуаций. Применительно к

процессам тепловой обработки металла система АСУ ТП должна нести в себе функцию теплового мониторинга, т.е. отслеживания всех величин, которые могут напрямую или косвенно повлиять на протекание тепловых процессов, вносить соответствующие коррективы в управляющие факторы и прогнозировать отклонение процессов от нормы [166]. Так, для разливки стали на слябовых МНЛЗ известен комплекс «Кристаллизатор», объединяющий в себе несколько информационно-измерительных и управляющих систем, сконцентрированных вокруг кристаллизатора МНЛЗ. Комплекс обеспечивает:

- точную автоматическую стабилизацию уровня металла в кристаллизаторе МНЛЗ;
- прецизионное измерение параметров движения кристаллизатора по трем линейным осям координат и по трем углам вокруг этих осей;
- прецизионное измерение сил взаимодействия между кристаллизатором и слитком и основанный на этом контроль качества работы шлакообразующей смеси;
- измерение распределения температуры по стенкам кристаллизатора в процессе разливки и предупреждение персонала о возникшем прилипании корочки к кристаллизатору.

Тепловое состояние стенок кристаллизатора и корочки слитка контролируется при помощи термопар, которыми оснащен кристаллизатор. Так, на основании сигналов от термопар судят о прилипании корочки металла и возможности возникновения прорыва.

Пример эффективного использования алгоритмов управления работой участка нагревательная печь – прокатный стан для минимизации энергетических затрат приведен в работе [167].

В настоящее время для всех технологических процессов производства непрерывнолитой заготовки и ее тепловой обработки разработаны системы АСУ ТП, однако вопрос их

совершенствования остается открытым. Существенным аспектом повышения эффективности систем АСУ ТП для управления названными процессами является совершенствование теплового мониторинга технологий.

## 1.5 Выводы

1. Обоснована необходимость изучения и совершенствования теплофизических основ эффективного функционирования технологических систем производства непрерывнолитой заготовки и ее тепловой обработки для повышения уровня конкурентоспособности прокатной продукции за счет роста ее качества и снижения энергоемкости.

2. Сформулированы положения, обосновывающие целесообразность рассмотрения теплофизических основ непрерывной разливки стали и тепловой обработки заготовок в рамках единого исследования: задача внутреннего теплообмена во всех элементах названной цепочки описывается при помощи дифференциального уравнения нестационарной теплопроводности, что позволяет рассматривать названный комплекс процессов в рамках одной детерминированной математической модели со сменными наборами условий однозначности; взаимосвязь состава оборудования для тепловой обработки заготовок и требований к нему с уровнем развития процессов непрерывной разливки стали; влияние тепловых параметров металла на выходе из элемента рассматриваемой системы на показатели работы следующего элемента; влияние неустойчивости работы элемента цепочки на появление нештатных ситуаций в последующих элементах; существенный вклад каждого элемента в формирование себестоимости и качества конечного продукта.

3. Важными направлениями совершенствования теплофизических основ непрерывной разливки стали,

обеспечивающими возможность роста их производительности и расширения марочного сортамента, являются: создание методов расчета усадки заготовок в кристаллизаторе и проектирования профилей кристаллизаторов, учитывающих усадку заготовок; изучение несимметричности теплового состояния заготовки при неравномерном износе гильз кристаллизаторов; развитие подходов диагностики тепловых процессов в кристаллизаторе в промышленных условиях; совершенствование методов определения рациональных параметров охлаждения заготовок в ЗВО; развитие методов поддержания заданного теплового состояния заготовок в ЗВО и диагностики теплового состояния металла при работе в нештатных ситуациях.

4. Важными направлениями совершенствования теплофизических основ тепловой обработки заготовок в печах, позволяющими повысить уровень энергоэффективности технологии и точность поддержания заданных параметров теплового состояния металла, являются: создание методологии для прямой оценки влияния параметров реконструкции на технико-экономические показатели работы печей; развитие методологии для выбора рациональных конструкций рекуператоров при реконструкции печей или создании новых агрегатов; создание расчетных комплексов для изучения сложных процессов термообработки заготовок и проката, состоящих из нескольких операций; изучение влияния параметров технологий импульсного отопления на показатели процесса тепловой обработки металла; развитие методов диагностики процессов тепловой обработки заготовок в печах.

5. Одной из предпосылок освоения совмещенной разливки-прокатки в отечественной металлургии является изучение теплофизических аспектов данной технологии. Необходимо создание научно-практического инструментария, позволяющего определять основные теплотехнические характеристики печного оборудования комплексов разливки-прокатки на стадии

проектирования и создавать алгоритмы управления их тепловой работой.

6. Для изучения теплофизических аспектов непрерывной разливки стали, тепловой обработки заготовок в печах, совмещенных технологий разливки-прокатки целесообразно создание единого математического комплекса, описывающего тепловые процессы при непрерывной разливке стали и тепловой обработке заготовок, снабженного сменными наборами граничных условий для конкретных технологий. Использование такого математического комплекса необходимо на стадии проектирования оборудования для определения его основных тепловых параметров и для создания алгоритмов управления тепловой работой.

## ГЛАВА 2.

# СОЗДАНИЕ ЕДИНОГО МАТЕМАТИЧЕСКОГО КОМПЛЕКСА ДЛЯ ИЗУЧЕНИЯ ТЕПЛОТЕХНИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ В СИСТЕМАХ ПРОИЗВОДСТВА НЕПРЕРЫВНОЛИТОЙ ЗАГОТОВКИ И ЕЕ ТЕПЛОВОЙ ОБРАБОТКИ

### 2.1 Общие положения

На практике целесообразно создавать единый в рамках предприятия или его структурных подразделений (например, цехов) комплекс для прогнозирования, управления и создания условий синхронной работы всех систем и агрегатов. В основе этого комплекса могут лежать детерминированные или стохастические математические модели или модели смешанного типа. Идеальным является случай использования только детерминированных или смешанных моделей, как наиболее универсальных и позволяющих учесть физические особенности протекающих процессов.

Естественно, что математические модели процессов непрерывной разливки стали и тепловой обработки заготовок могут существенно отличаться друг от друга, что обусловлено различием технологий и физических особенностей протекающих процессов. Однако общность законов распространения тепла, что, в частности, выражается в использовании одного и того же дифференциального уравнения нестационарной теплопроводности, позволяет предложить разработку некоторого общего ядра, меняя условия однозначности для которого, можно было бы рассматривать различные теплообменные и тепломассообменные процессы.

На стадии разработки математической модели процессов непрерывной разливки стали и тепловой обработки заготовок в данной работе, автор сформулировал к ней ряд требований, которые сделают возможным участие модели как элемента

теплового мониторинга технологий или непосредственного компонента системы АСУ ТП:

- возможность моделирования технологического процесса в темпе реального времени;
- безусловная устойчивость расчетного алгоритма;
- достаточный для инженерных расчетов уровень точности получаемых результатов.

Для выполнения обозначенного набора требований, с учетом опыта авторов, специализирующихся на моделировании тепловых процессов [9], в данной работе задача создания общей математической модели тепловых процессов, протекающих в системах производства непрерывнолитой заготовки и ее тепловой обработки, решается при использовании одного только дифференциального уравнения нестационарной теплопроводности при косвенном учете двухфазной зоны и гидродинамических явлений в жидкой лунке. Это уравнение задействуется для описания распределения температур внутри рассматриваемого объема, представленного только твердой фазой или сочетанием жидкой, двухфазной и твердофазной областей (внутренняя задача), находящегося в условиях конвективного или лучистого теплообмена с окружающей средой, особенности которого учитываются в результате решения внешней задачи теплообмена, при помощи зональных методов или на основании экспериментальных данных.

## 2.2 Математическая формулировка задачи для создания общей модели теплотехнических процессов в системах производства непрерывнолитой заготовки и ее тепловой обработки

В общем виде дифференциальное уравнение нестационарной теплопроводности с внутренними источниками тепла записывается как [168-171]:



$$\rho \cdot c \cdot \frac{\partial t}{\partial \tau} = \operatorname{div}(\lambda \cdot \operatorname{grad} t) + F.$$

Слагаемое  $F$  соответствует внутренним источникам или стокам тепла и в общем случае является функцией координат и времени. Наличие этого слагаемого позволяет предусмотреть возможность различных тепловых эффектов, таких как плавление, затвердевание, тепловой эффект химической реакции, тепловыделение при протекании электрического тока и т.д.

Поскольку на практике приходится решать тепловые задачи для тел различной формы, ниже приведены записи дифференциального уравнения нестационарной теплопроводности в трехмерной постановке для различных систем координат.

Для параллелепипеда дифференциальное уравнение нестационарной теплопроводности записывается в прямоугольной системе координат как:

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

где  $x$ ,  $y$ ,  $z$  – координаты, отсчитываемые вдоль одноименных осей в прямоугольной декартовой системе координат (здесь и далее принято, что оси  $Y$  и  $Z$  лежат в поперечной плоскости, а ось  $X$  является продольной).

Для цилиндра имеем следующую запись дифференциального уравнения нестационарной теплопроводности в цилиндрической системе координат:

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

где  $r$  – координата, отсчитываемая вдоль радиус-вектора, м;  
 $\varphi$  – 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.

В сферических координатах дифференциальное уравнение нестационарной теплопроводности записывается как:

$$\frac{\partial t}{\partial \tau} = \frac{\lambda}{\rho \cdot c} \cdot \left( \frac{\partial^2 t}{\partial r^2} + \frac{2}{r} \cdot \frac{\partial t}{\partial r} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial}{\partial \mu} \left[ (1 - \mu^2) \cdot \frac{\partial t}{\partial \mu} \right] + \frac{1}{r^2 \cdot (1 - \mu^2)} \cdot \frac{\partial^2 t}{\partial \psi^2} \right) + F(r, \theta, \psi, \tau), \quad (2.3)$$

где  $\mu = \cos(\Theta)$ ;

$\Theta, \psi$  – полярные широта и долгота.

### 2.3 Отработка подходов для учета наложения различных физико-химических явлений на решение тепловой задачи

Поскольку в данном исследовании речь идет о разработке единой платформы для моделирования процессов разливки стали и тепловой обработки заготовок, необходимо определиться с единообразным подходом для учета всех возможных явлений и процессов, сопутствующих тепловой задаче, среди которых основным является затвердевание. В качестве такового выбрано использование концепции эффективной теплоемкости [172, 173]. При этом даже в случае, если процесс протекает при постоянной температуре (хотя на практике с такими процессами в чистом виде практически не встречаются) выделение условного узкого температурного диапазона протекания превращения не приведет к значительной погрешности.

В работе [173] проработаны различные законы изменения удельного тепловыделения физико-химического преобразования при использовании концепции эффективной теплоемкости в зависимости от температуры. Показано, что применение нелинейных законов не предоставляет значительного уточнения расчетной информации по сравнению с линейным законом, который наиболее прост в использовании с математической и алгоритмической точек зрения.

### *Затвердевание и плавление тел*

В настоящее время существуют различные подходы к решению задачи затвердевания. Однако в подавляющем большинстве случаев для решения задач затвердевания металлических сплавов используют теорию квазиравновесной двухфазной зоны [172], развитую в работах В.Т. Борисова [90, 91]. Эта теория не учитывает кинетическое или диффузионное переохлаждение расплава, так как их величины для реальных условий малы. В указанной теории выявлена высокая скорость роста твердой фазы при малых отклонениях от равновесных условий. Это позволяет считать, что твердая и жидкая фаза находятся в равновесии в каждом элементарном объеме двухфазной области. В систему уравнений теории квазиравновесной зоны входят уравнение теплопроводности и переноса массы в жидкой части двухфазной области. Решение этой системы с соответствующими начальными и граничными условиями позволяет определить температурное поле в слитке, поле концентраций и долю жидкой фазы. Однако практическое решение составленной системы уравнений встречает ряд методических трудностей.

В рамках теории квазиравновесной двухфазной зоны существует еще одна модель охлаждения и затвердевания сплава, в основе этой модели лежит дифференциальное уравнение нестационарной теплопроводности, с учетом выделяющейся теплоты кристаллизации. В ее рамках вводится понятие соотношения твердой и жидкой фаз. Такой подход к изучению тепловых процессов, протекающих при формировании непрерывного слитка, нашел применение в подавляющем большинстве математических моделей кристаллизации. Он также использован в данной работе.

Для учета тепловых эффектов затвердевания или плавления металла плотность внутреннего источника тепла вычисляется как:

$$F = \rho \cdot q_{кр} \cdot \frac{\partial \omega}{\partial \tau},$$

где  $q_{кр}$  – теплота кристаллизации, Дж/кг;

$$\omega = \frac{V_{тв}}{V_0} \text{ – относительное количество твердой фазы (} V_{тв} \text{ и}$$

$V_0$  – объем твердой фазы и полный объем расплава в микрообъеме соответственно).

$$\frac{\partial \omega}{\partial \tau} \text{ – скорость затвердевания расплава.}$$

Величину  $\omega$  можно рассматривать как относительное количество тепла затвердевания, которое выделилось.

Наиболее простой вариант решения этой задачи основывается на следующей подстановке:  $\frac{\partial \omega}{\partial \tau} = \frac{\partial \omega}{\partial T} \cdot \frac{\partial T}{\partial \tau}$ , которая

позволяет ввести в запись дифференциального уравнения нестационарной теплопроводности величину эффективной теплоемкости. Предположение о равномерном (линейном) законе выделения теплоты затвердевания в интервале ликвидус-солидус дает следующее выражение для определения коэффициента эффективной теплоемкости:

$$c_{эф}(t) = \begin{cases} c_{жс}(t) \text{ при } t > t_l \\ [(c_{тв}(t) + c_{жс}(t))/2 + q_{кр}/(t_l - t_c)] \text{ при } t_c < t < t_l, \\ c_{тв}(t) \text{ при } t < t_c \end{cases} \quad (2.4)$$

где  $t_l, t_c$  – температуры ликвидус и солидус соответственно, °С.

По данным ряда исследователей, использование других законов для описания процесса выделения теплоты затвердевания в зависимости от температуры в интервале ликвидус-солидус, например, квадратичного, не приводит к заметному уточнению расчетной информации. Поэтому в большинстве работ и здесь далее используется линейный закон и выражение (2.4).

При решении задачи плавления также целесообразно пользоваться концепцией эффективной теплоемкости и следующей зависимостью:

$$c_{эф}(t) = \begin{cases} [(c_{мв}(t) + c_{ж}(t))/2 + q_{кр}/(t_l - t_c)] & \text{при } t_c < t < t_l \\ c_{мв}(t) & \text{при } t < t_c \end{cases} .$$

Вариант  $t > t_l$  в данном случае не рассматривается, так как области с такой температурой считаются выведенными из рассматриваемого объема, для которого решается дифференциальное уравнение нестационарной теплопроводности и включаются в область решения внешней задачи.

Таким образом, учет явления затвердевания или плавления тел достигается за счет введения в запись дифференциального уравнения нестационарной теплопроводности эффективной теплоемкости  $c_{эф}(t)$  вместо  $c(t)$ .

#### 2.4 Учет влияния гидродинамических процессов в жидкой лунке затвердевающих тел на решение тепловой задачи

Поскольку в данной работе разрабатывается подход, базирующийся только на решении дифференциального уравнения нестационарной теплопроводности, в ней рассматривается два варианта упрощенного решения задачи учета влияния гидродинамических процессов .

Первый базируется на традиционной для моделирования процессов непрерывной разливки стали концепции коэффициента эффективной теплопроводности, который для жидкой лунки вычисляется как  $\lambda_{эф} = n\lambda_{ж}$ , где  $n$  – коэффициент, учитывающий влияние конвективного теплопереноса на кажущийся коэффициент теплопроводности микрообъемов жидкой лунки. По мнению автора, использование такого подхода правомерно для любой задачи, связанной с затвердеванием и охлаждением тел. В каждом конкретном случае коэффициент  $n$  может быть

определен путем многократного моделирования процесса с различными значениями  $n$ , сравнения с экспериментальным материалом и выбора наилучшего варианта.

Второй вариант отработан для моделирования процессов непрерывной разливки стали в сортовые заготовки. Он заключается в определении поля скоростей в пределах зоны вынужденной конвекции жидкой лунки при помощи аналитической методики, основанной на теории турбулентных струй [174], и дальнейшего учета полученных результатов при вычислении субстанциальной производной от температуры. Характерные участки жидкой лунки формирующейся непрерывнолитой сортовой заготовки приведены в Приложении А. Существует известная аналитическая методика определения поля скоростей в зоне вынужденной конвекции жидкой лунки непрерывнолитой заготовки [175], она была усовершенствована в данной работе. Сведения о базовой методике и сделанных усовершенствованиях приведены в Приложении Б.

После вычисления поля скоростей необходимо определиться со способом учета влияния конвективной составляющей субстанциальной производной от температуры на конечное решение задачи о затвердевании непрерывнолитой заготовки. Возможен вариант решения поставленной задачи в соответствии с формой записи задачи в виде дифференциального уравнения нестационарной теплопроводности, в котором локальная составляющая производной от температуры дополнена конвективной составляющей:

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

где  $u, v, w$  – компоненты скорости жидкого металла вдоль соответствующих осей, м/с.

В данной работе предложен иной метод учета влияния динамических явлений на процессы кристаллизации. Его

сущность заключается в том, чтобы, используя традиционную концепцию коэффициента эффективной теплопроводности, задавать коэффициент  $n$  в выражении  $\lambda_{эф} = n\lambda_{ж}$  не как константу, а как функцию направления и абсолютной величины скоростного потока жидкой стали, соответствующего некоторому элементарному объему жидкой лунки.

С учетом принятого допущения о равенстве нулю поперечных компонент скорости в зоне вынужденной конвекции уравнение (2.5) можно записать в следующем виде:

$$\frac{\partial t}{\partial \tau} + u \frac{\partial t}{\partial x} = \frac{\lambda}{\rho c_3} \cdot \left( \frac{\partial^2 t}{\partial z^2} + \frac{\partial^2 t}{\partial y^2} \right). \quad (2.6)$$

На основании утверждения о том, что исследуемое сечение движется вдоль продольной оси машины со скоростью вытягивания можно записать следующее соотношение:  $\partial x = v_{выт} \partial \tau$ . Это позволяет преобразовать уравнение (2.6) к следующему виду:

$$\frac{\partial t}{\partial \tau} \left( 1 + \frac{u}{v_{выт}} \right) = \frac{\lambda}{\rho c_3} \cdot \left( \frac{\partial^2 t}{\partial z^2} + \frac{\partial^2 t}{\partial y^2} \right). \quad (2.7)$$

Разделив обе части уравнения (2.7) на множитель  $1 + \frac{u}{v_{выт}}$  и приняв, что  $\lambda_{эф} = \lambda / \left( 1 + \frac{u}{v_{выт}} \right)$ , получим форму записи дифференциального уравнения нестационарной теплопроводности, в которой в левой части фигурирует только локальная составляющая субстанциальной производной от температуры:

$$\frac{\partial t}{\partial \tau} = \frac{\lambda_{эф}}{\rho c_3} \cdot \left( \frac{\partial^2 t}{\partial z^2} + \frac{\partial^2 t}{\partial y^2} \right), \quad (2.8)$$

где

$$\lambda_{эф}(t) = \begin{cases} \lambda_{жс}(t, u, x) & \text{при } t > t_l; \\ \lambda_{мс}\omega + \lambda_{жс}(1 - \omega) & \text{при } t_c < t < t_l; \\ \lambda_{мс}(t) & \text{при } t < t_c. \end{cases}$$

Распишем более детально полученную в данном исследовании зависимость для определения эффективной теплопроводности жидкой стали:

$$\lambda_{жс}(t > t_l, u, x) = \begin{cases} \lambda_{жс}(t) / (1 + \frac{u}{v_{выт}}) & \text{при } x < L_{кр} \\ n \lambda_{жс}(t) & \text{при } x \geq L_{кр} \end{cases}, (2.9)$$

где  $L_{кр}$  – длина кристаллизатора, определяющая длину зоны вынужденной конвекции, м.

То есть предложенный способ учета влияния динамических явлений на процессы кристаллизации может использоваться только для зоны вынужденной конвекции и не распространяется на остальную часть жидкой лунки, для которой используется стандартное решение с заданием  $n$  как константы [172].

Подобные подходы, базирующиеся на прямом задании константы  $n$  или ее аналитическом определении, могут быть использованы при решении любой задачи, в которой имеет место конвективный теплоперенос в жидкой лунке затвердевающих тел.

## 2.5 Задание условий однозначности

При решении дифференциального уравнения нестационарной теплопроводности необходимо отработать задание условий однозначности, в состав которых входят:

- геометрические условия, учитывающие форму и размеры области пространства, для которой реализуется решение внутренней задачи;
- начальные условия, описывающие распределение температур в «нулевой» момент времени;



- граничные условия теплообмена, сформированные на основании особенностей внешней задачи;
- зависимость теплофизических характеристик металла от температуры.

#### *Геометрические условия*

Геометрические условия применяются для определения области пространства, для которой производится решение соответствующих дифференциальных уравнений. Выбор конкретных геометрических условий влияет на окончательную форму записи дифференциального уравнения нестационарной теплопроводности.

На рис. 2.1 показаны схемы задания граничных условий для параллелепипеда, цилиндра и сферы, а соответствующие формы записи дифференциального уравнения нестационарной теплопроводности представлены выражениями (2.1-2.3).

На практике решение задач в трехмерной постановке является достаточно трудоемким как с алгоритмической точки зрения, так и с позиции скорости моделирования при помощи ЭВМ.

Поэтому обычно исследователи стремятся свести математическую формулировку задачи к двумерной или одномерной за счет решения внутренней задачи для характерного поперечного сечения:

- квадрат – для тел, имеющих форму параллелепипеда с квадратом в наименьшем основании, например, сортовой заготовки;
- круг – для тел, имеющих форму цилиндра, например, для заготовки с круглым поперечным сечением (также зачастую прибегают к переходу от реальной формы многогранника к кругу с эквивалентным диаметром);
- прямоугольник – для тел, имеющих форму прямоугольного параллелепипеда, например, для слябовой заготовки или листа.

Переход от трехмерной постановки задачи к задаче меньшей размерности приводит к возникновению некоторой погрешности.

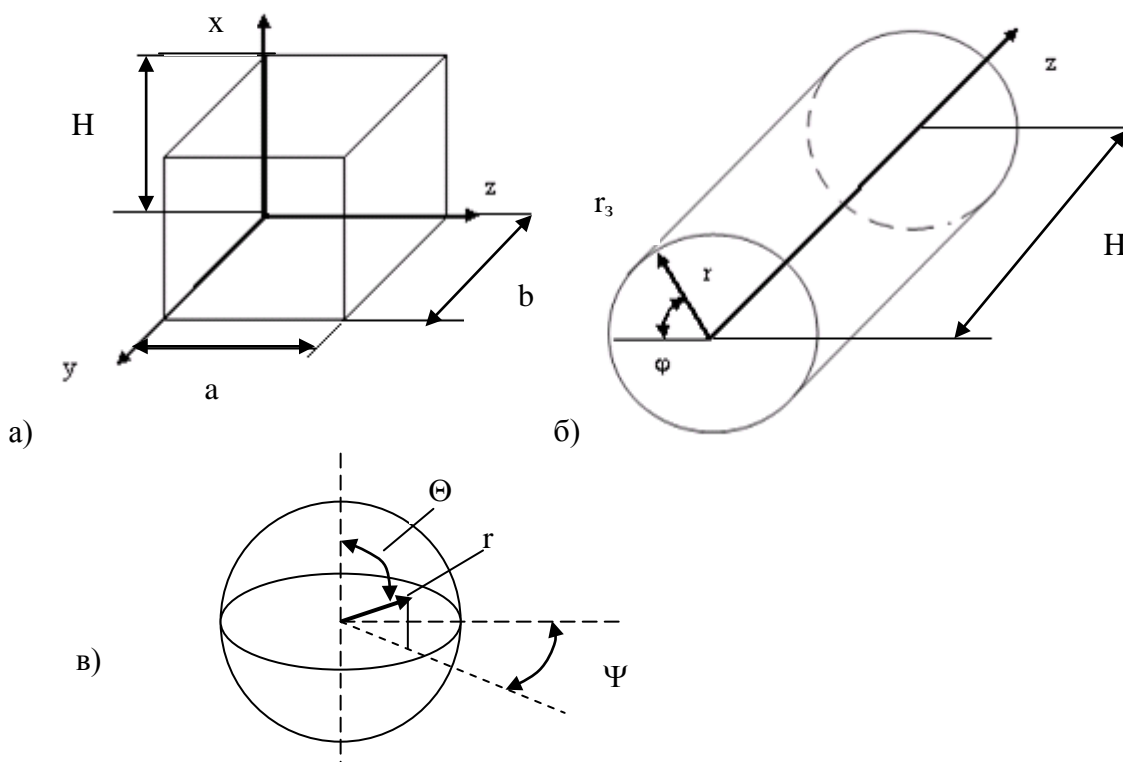


Рисунок 2.1 – Схема геометрических условий для решения трехмерной задачи (а – для прямоугольного параллелепипеда, б – для цилиндра, в – для сферы)

Для призматических и цилиндрических тел она возникает за счет исключения из рассмотрения теплообмена на торцевых поверхностях. Зачастую эти погрешности не являются значительными, так как площадь торцевых поверхностей, как правило, существенно меньше боковой поверхности тел и средняя плотность теплового потока для них также обычно меньше, чем для боковой поверхности.

Для двухмерной и одномерной постановок задачи исследуемой областью являются характерное поперечное сечение или выбранный отрезок соответственно. На рис. 2.2 представлены варианты задания геометрических условий для двухмерной и одномерной постановки задач для тел различной формы и различных особенностей теплообмена.

Для квадратного поперечного сечения необходима запись дифференциального уравнения нестационарной теплопроводности в следующем виде:

$$\frac{\partial t}{\partial \tau} = \frac{\lambda_{\text{эф}}}{\rho c_{\text{эф}}} \cdot \left( \frac{\partial^2 t}{\partial z^2} + \frac{\partial^2 t}{\partial y^2} \right), \quad (2.10)$$

где  $z, y$  – координаты, отсчитываемые вдоль осей симметрии поперечного сечения заготовки, м;

Для заготовки с круглым поперечным сечением, влиянием торцевых поверхностей и изменением температуры в зависимости от полярного угла для которой можно пренебречь, дифференциальное уравнение нестационарной теплопроводности записывается в одномерной постановке следующим образом [171]:

$$\frac{\partial t}{\partial \tau} = \frac{\lambda_{\text{эф}}}{\rho c_{\text{эф}}} \cdot \left( \frac{\partial^2 t}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial t}{\partial r} \right), \quad (2.11)$$

где  $r$  – координата, отсчитываемая вдоль радиуса заготовки, м.

Если степень неравномерности распределения теплового потока по периметру расчетного сечения столь значительна, что ей нельзя пренебречь, то дифференциальное уравнение нестационарной теплопроводности для круглого поперечного сечения записывается в двухмерной постановке:

$$\frac{\partial t}{\partial \tau} = \frac{\lambda_{\text{эф}}}{\rho c_{\text{эф}}} \cdot \left( \frac{\partial^2 t}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial t}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 t}{\partial \varphi^2} \right), \quad (2.12)$$

где  $\varphi$  – полярный угол, полюс для отсчета которого находится в центре круглого поперечного сечения, рад.

Для заготовки с прямоугольным поперечным сечением возможна запись рассматриваемого уравнения как в двухмерной (2.10), так и в одномерной постановке:

$$\frac{\partial t}{\partial \tau} = \frac{\lambda_{\text{эф}}}{\rho c_{\text{эф}}} \cdot \left( \frac{\partial^2 t}{\partial y^2} \right). \quad (2.13)$$

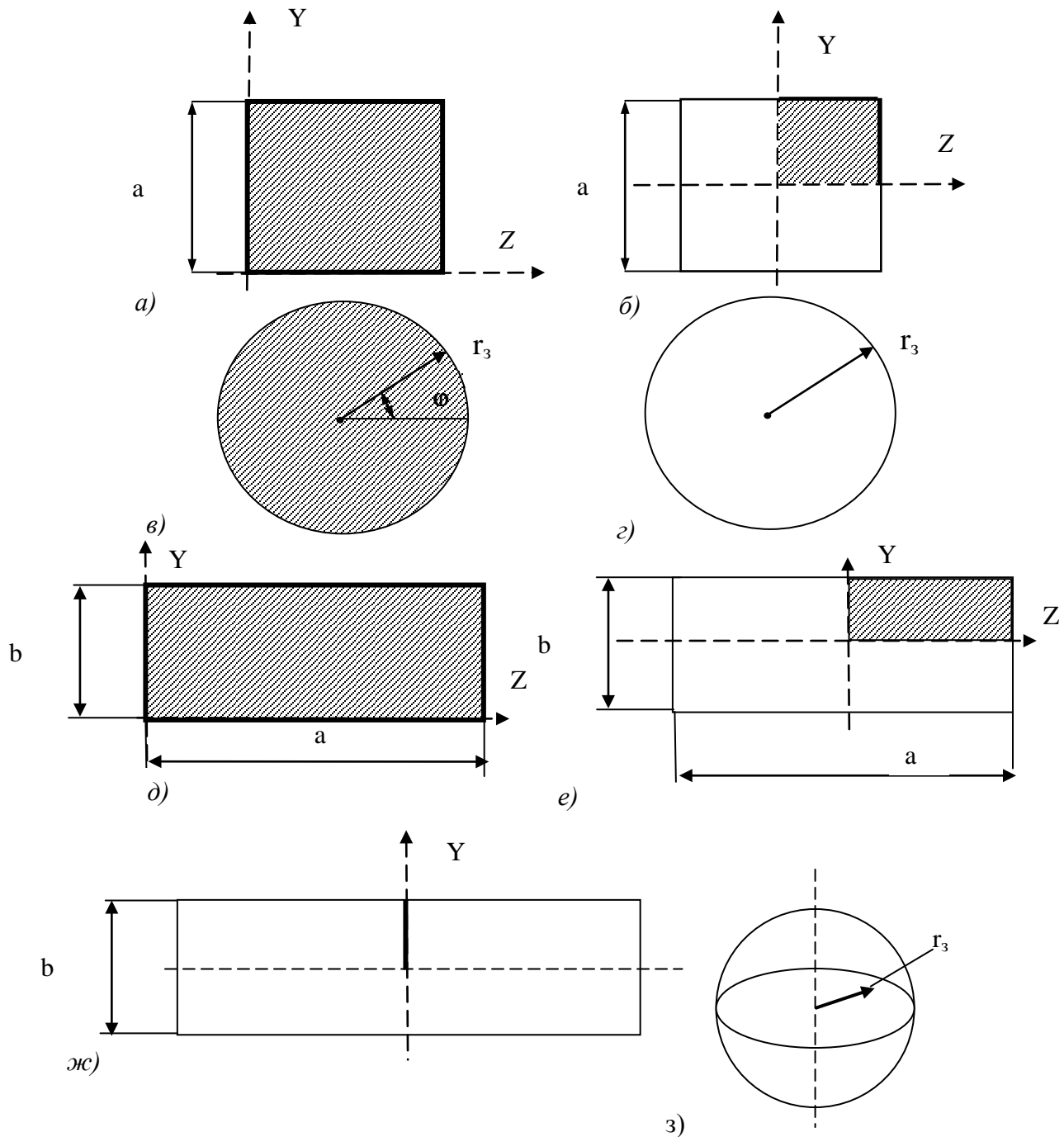


Рисунок 2.2 – Схема различных вариантов геометрических условий для математических моделей тепловой обработки металла:

- а, б – квадратное поперечное сечение с возможностью учета отличий условий теплообмена между гранями и без такой возможности;
- в, г – круглое поперечное сечение при отличающихся характеристиках теплообмена по периметру расчетного сечения и без отличия характеристик теплообмена по периметру;
- д, е, ж – прямоугольное поперечное сечение при отличающихся характеристиках теплообмена по периметру расчетного сечения, без отличия и при возможности не учитывать теплообмен через узкие грани
- з – тело шаровой формы без отличий условий теплообмена по поверхности сферы

Характерный пример, когда оправданным следует признать использование одномерной постановки – моделирование нагрева или охлаждения листа.

Кроме того, для тел с шаровой или приближенной к шару формой в случае равномерного распределения интенсивности теплообмена по поверхности (при возможности неучета влияния углов широты и долготы) допустимо рассмотрение дифференциального уравнения нестационарной теплопроводности в одномерной постановке:

$$\frac{\partial t}{\partial \tau} = \frac{\lambda_{\text{эф}}}{\rho c_{\text{эф}}} \cdot \left( \frac{\partial^2 t}{\partial r^2} + \frac{2}{r} \cdot \frac{\partial t}{\partial r} \right).$$

При анализе схем, представленных на рис. 2.2, следует учитывать, что заштрихованные области показывают участки расчетных поперечных сечений, для которых реализуется решение задачи в двухмерной постановке.

Рис. 2.2 а соответствует телам с квадратным поперечным сечением, для которых необходимо предусмотреть возможность задания граничных условий теплообмена, отличающихся по периметру заготовки, что в максимальной мере соответствует реальным условиям работы печи. В случае, если учет неравномерности теплообмена между гранями не является решающим фактором при решении конкретной задачи (например, из-за малого масштаба развития неравномерности, высокой теплопроводности металла и т.д.), целесообразно решать задачу для четверти квадрата (рис. 2.2 б), что позволит уменьшить объем вычислительной работы и при этом сохранить учет влияния угловой области. Обоим случаям (рис. 2.2 а и рис. 2.2 б) соответствует решение задачи в двухмерной постановке (2.10).

Аналогичный подход имеет место для круглого расчетного поперечного сечения. В случае, когда необходимо учитывать отличие условий теплообмена по периметру расчетного сечения, решаем дифференциальное уравнение нестационарной

теплопроводности в двухмерной постановке (2.12) для геометрических условий, представленных на рис. 2.2 в. Если есть возможность не учитывать отличие условий теплообмена, решаем задачу в одномерной постановке (2.11) для граничных условий (рис. 2.2 г). Рассматриваемая область тела показана произвольным радиус-вектором.

Для прямоугольного поперечного сечения геометрические условия (рис. 2.2 д и рис. 2.2 е) и целесообразность их применения полностью аналогичны случаям рис. 2.2 а и рис. 2.2 б для квадратного сечения. Наибольшее упрощение задачи для прямоугольного сечения может быть достигнуто при возможности неучета теплообмена через узкие грани (рис. 2.2 ж), когда задача решается в одномерной постановке (2.13). Рассматриваемая область тела представлена выделенным отрезком.

Рис. 2.2 з соответствует решению одномерной задачи для тел сферической формы.

*Подвижная система координат для решения квазиравновесных задач*

Для установившихся режимов работы агрегатов непрерывного действия тепловое состояние рассматриваемых систем характеризуется квазиравновесным состоянием – температурное состояние конкретных тел или их расчетных сечений является нестационарным, а температурное поле всего массива обрабатываемого металла стационарно в привязке к агрегату.

В этом случае целесообразно использовать подвижную систему координат, привязанную к расчетному поперечному сечению, которая движется вдоль продольной оси агрегата, со скоростью равной средней скорости перемещения металла. Например, для МНЛЗ ось агрегата совпадает с одной из осей заготовки [172].

Такой подход необходимо использовать для моделирования тепловых процессов, протекающих при непрерывной разливке стали, нагреве или термообработке заготовок в печах проходного типа и т.д. В результате решения определяется изменение температурного поля только расчетного сечения или характерного тела в течение тепловой обработки и оно дает представление о температурном поле всего массива металла, находящегося в агрегате. При использовании подвижной системы координат между шагами по времени и продольной координате имеется следующее соотношение:

$$dx = v \cdot d\tau,$$

где  $v$  – средняя скорость перемещения металла в агрегате, м/с.

Продольная координата  $x$  дает представление о месте нахождения расчетного сечения в привязке к агрегату в произвольный момент времени.

#### *Начальные условия*

Для изучения процессов разливки стали и тепловой обработки заготовок возможно использование двух вариантов начальных условий:

– задание усредненного температурного поля перед началом тепловой обработки;

– задание температурного поля, полученного в результате предыдущей тепловой операции над металлом, которое в общем случае является неравномерным.

Условно первый вид условий обозначим как н.ф.у. I, а второй как н.ф.у. II. Начальные условия обоих видов для всех вариантов геометрических условий, проработанных выше, представлены в табл. 2.1.

Таблица 2.1 – Задание начальных условий для различных геометрических характеристик протекания процесса

Соответствующие геометрические условия	Формулировка начальных условий	
	н.ф.у. I	н.ф.у. II
Рис. 2.1 а	$0 \leq y \leq b,$ $0 \leq z \leq a,$ $0 \leq x \leq H,$ $\tau = 0: t = t_n$	$0 \leq y \leq b,$ $0 \leq z \leq a,$ $0 \leq x \leq H,$ $\tau = 0: t = t(x, y, z)$
Рис. 2.1 б	$0 \leq r \leq r_3,$ $0 \leq \varphi \leq 2\pi,$ $0 \leq z \leq H,$ $\tau = 0: t = t_n$	$0 \leq r \leq r_3,$ $0 \leq \varphi \leq 2\pi,$ $0 \leq z \leq H,$ $\tau = 0: t = t(r, \varphi, z)$
Рис. 2.1 в	$0 \leq r \leq r_3,$ $0 \leq \theta \leq 2\pi,$ $0 \leq \psi \leq 2\pi,$ $\tau = 0: t = t_n$	$0 \leq r \leq r_3,$ $0 \leq \theta \leq 2\pi,$ $0 \leq \psi \leq 2\pi,$ $\tau = 0: t = t(r, \theta, \psi)$
Рис. 2.2 а	$0 \leq y \leq a,$ $0 \leq z \leq a,$ $\tau = 0: t = t_n$	$0 \leq y \leq a,$ $0 \leq z \leq a,$ $\tau = 0: t = t(y, z)$
Рис. 2.2 б	$0 \leq y \leq a/2,$ $0 \leq z \leq a/2,$ $\tau = 0: t = t_n$	$0 \leq y \leq a/2,$ $0 \leq z \leq a/2,$ $\tau = 0: t = t(y, z)$
Рис. 2.2 в	$0 \leq r \leq r_3, 0 \leq \varphi \leq 2\pi$ $\tau = 0: t = t_n$	$0 \leq r \leq r_3, 0 \leq \varphi \leq 2\pi$ $\tau = 0: t = t(r, \varphi)$
Рис. 2.2 г	$0 \leq r \leq r_3, \tau = 0: t = t_n$	$0 \leq r \leq r_3, \tau = 0: t = t(r)$
Рис. 2.2 д	$0 \leq y \leq b,$ $0 \leq z \leq a,$ $\tau = 0: t = t_n$	$0 \leq y \leq b,$ $0 \leq z \leq a,$ $\tau = 0: t = t(y, z)$
Рис. 2.2 е	$0 \leq y \leq b/2,$ $0 \leq z \leq a/2,$ $\tau = 0: t = t_n$	$0 \leq y \leq b/2,$ $0 \leq z \leq a/2,$ $\tau = 0: t = t(y, z)$
Рис. 2.2 ж	$0 \leq y \leq b/2,$ $\tau = 0: t = t_n$	$0 \leq y \leq b/2,$ $\tau = 0: t = t(y)$
Рис. 2.2 з	$0 \leq r \leq r_3,$ $\tau = 0: t = t_n$	$0 \leq r \leq r_3,$ $\tau = 0: t = t(r)$



### *Граничные условия*

Граничные условия определяют теплообмен на поверхности области (представленной геометрическими условиями), для которой решается внутренняя задача.

Для задания граничных условий теплообмена существует четыре базовых варианта: граничные условия первого, второго, третьего и четвертого рода [168].

При решении симметричных тепловых задач для центров симметрии расчетных сечений необходимо задание граничных условий второго рода, согласно которым тепловой поток в направлении перпендикулярном оси симметрии равен нулю (условие неперетекания).

Для задания теплового потока к (от) поверхности заготовок могут быть использованы граничные условия первого, второго или третьего рода, при этом существует возможность взаимного преобразования граничных условий. Автор данной работы полагает, что в большинстве случаев предпочтительным является задание граничных условий третьего рода на поверхности расчетных сечений. В общем случае в каждый новый момент времени необходимо проводить пересмотр граничных условий.

В математической формулировке граничных условий в данной работе принята особая система обозначений (рис. 2.3). Для параллелепипеда грани обозначаются следующим образом: боковые грани имеют индексы N, E, S, W, как стороны света, верхняя и нижняя грани – L (lower -нижний ) и U (upper-верхний). Для цилиндра боковая поверхность имеет индекс SS (side surface – боковая поверхность), нижнее и верхнее основания – L и U. При двухмерной постановке задачи грани прямоугольного (квадратного) поперечного сечения имеют индексы как стороны света, а окружность круглого поперечного сечения обозначается индексом SS.

Во всех математических формулировках граничных условий температура конкретных узлов на поверхности объемных тел или

расчетных сечений в рассматриваемый момент времени обозначается как  $t_n$  с указанием соответствующих координат.

Ниже детально проработана схема задания граничных условий для операций нагрева тел при различных геометрических условиях.

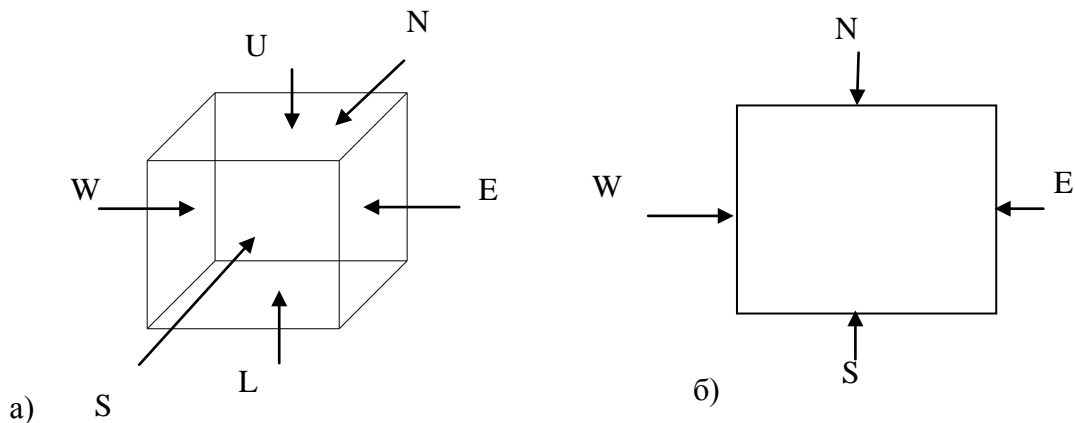


Рисунок 2.3 – Схема обозначения граней для задания граничных условий а – для параллелепипеда (задача в трехмерной постановке); б – для прямоугольного сечения (задача в двумерной постановке)

Для тела, имеющего форму параллелепипеда, граничные условия теплообмена при нагреве задаются следующим образом:

$$\left\{ \begin{array}{l} 0 \leq z \leq a, 0 \leq x \leq H, y = 0: -\lambda \frac{\partial t}{\partial y} = \alpha_{\Sigma}^N(x, z) \cdot (t_{cp}^N(x, z) - t_n(x, z)); \\ 0 \leq z \leq a, 0 \leq x \leq H, y = b: \lambda \frac{\partial t}{\partial y} = \alpha_{\Sigma}^S(x, z) \cdot (t_{cp}^S(x, z) - t_n(x, z)); \\ 0 \leq y \leq b, 0 \leq x \leq H, z = 0: -\lambda \frac{\partial t}{\partial z} = \alpha_{\Sigma}^W(x, y) \cdot (t_{cp}^W(x, y) - t_n(x, y)); \\ 0 \leq y \leq b, 0 \leq x \leq H, z = a: \lambda \frac{\partial t}{\partial z} = \alpha_{\Sigma}^E(x, y) \cdot (t_{cp}^E(x, y) - t_n(x, y)); \\ 0 \leq y \leq b, 0 \leq z \leq a, x = 0: -\lambda \frac{\partial t}{\partial x} = \alpha_{\Sigma}^L(y, z) \cdot (t_{cp}^L(y, z) - t_n(y, z)); \\ 0 \leq y \leq b, 0 \leq z \leq a, x = H: \lambda \frac{\partial t}{\partial x} = \alpha_{\Sigma}^U(y, z) \cdot (t_{cp}^U(y, z) - t_n(y, z)), \end{array} \right. \quad (2.14)$$

где  $\alpha_{\Sigma}^N(x, z)$ ,  $\alpha_{\Sigma}^S(x, z)$ ,  $\alpha_{\Sigma}^W(x, y)$ ,  $\alpha_{\Sigma}^E(x, y)$ ,  $\alpha_{\Sigma}^L(y, z)$ ,  $\alpha_{\Sigma}^U(y, z)$

– итоговые коэффициенты теплоотдачи для конкретных узлов на гранях параллелепипеда (обозначения граней на рис. 2.3), Вт/(м<sup>2</sup>·К);

$t_{cp}^N(x, z)$ ,  $t_{cp}^S(x, z)$ ,  $t_{cp}^W(x, y)$ ,  $t_{cp}^E(x, y)$ ,  $t_{cp}^L(y, z)$ ,  $t_{cp}^U(y, z)$  – действующие температуры греющей среды для конкретных узлов на гранях параллелепипеда, °С.

Знак «-» перед комплексом, соответствующим тепловому потоку теплопроводностью в выражении (2.14), ставится при совпадении направления теплового потока с направлением оси, вдоль которой берется производная от температуры. В противном случае имеем знак «+».

Для нагрева тела, имеющего форму цилиндра, граничные условия задаются следующим образом:

$$\left\{ \begin{array}{l} 0 \leq z \leq H, 0 \leq \varphi \leq 2\pi, r = r_3: \lambda \frac{\partial t}{\partial r} = \alpha_{\Sigma}^{SS}(\varphi, z) \cdot (t_{cp}^{SS}(\varphi, z) - t_n(\varphi, z)); \\ 0 \leq r \leq r_3, 0 \leq \varphi \leq 2\pi, z = 0: -\lambda \frac{\partial t}{\partial z} = \alpha_{\Sigma}^L(\varphi, r) \cdot (t_{cp}^L(\varphi, r) - t_n(\varphi, r)); \\ 0 \leq r \leq r_3, 0 \leq \varphi \leq 2\pi, z = H: \lambda \frac{\partial t}{\partial z} = \alpha_{\Sigma}^U(\varphi, r) \cdot (t_{cp}^U(\varphi, r) - t_n(\varphi, r)), \end{array} \right. \quad (2.15)$$

где  $\alpha_{\Sigma}^{SS}(\varphi, z)$ ,  $\alpha_{\Sigma}^L(\varphi, r)$ ,  $\alpha_{\Sigma}^U(\varphi, r)$  – итоговые коэффициенты теплоотдачи для конкретных узлов на боковой поверхности цилиндра и его основаниях, Вт/(м<sup>2</sup>·К);

$t_{cp}^{SS}(\varphi, z)$ ,  $t_{cp}^L(\varphi, r)$ ,  $t_{cp}^U(\varphi, r)$  – действующие температуры среды для конкретных узлов на боковой поверхности цилиндра и его основаниях, К.

Для случая нагрева тела, имеющего в поперечном сечении форму квадрата, и решения задачи в двухмерной постановке при задании граничных условий отдельно для каждой грани (рис. 2.2 а) общая схема задания граничных условий выглядит следующим образом:

$$\left\{ \begin{array}{l} 0 \leq z \leq a, \quad y = 0: -\lambda \frac{\partial t}{\partial y} = \alpha_{\Sigma}^S(z)(t_{\varphi}^S(z) - t_n(z)); \\ 0 \leq z \leq a, \quad y = a: \lambda \frac{\partial t}{\partial y} = \alpha_{\Sigma}^N(z)(t_{\varphi}^N(z) - t_n(z)); \\ 0 \leq y \leq a, \quad z = 0: -\lambda \frac{\partial t}{\partial z} = \alpha_{\Sigma}^W(y)(t_{\varphi}^W(y) - t_n(y)); \\ 0 \leq y \leq a, \quad z = a: \lambda \frac{\partial t}{\partial z} = \alpha_{\Sigma}^E(y)(t_{\varphi}^E(y) - t_n(y)), \end{array} \right.$$

где  $\alpha_{\Sigma}^S(z)$ ,  $\alpha_{\Sigma}^N(z)$ ,  $\alpha_{\Sigma}^W(y)$ ,  $\alpha_{\Sigma}^E(y)$  – итоговые коэффициенты теплоотдачи от среды для конкретных узлов на сторонах расчетного сечения, Вт/(м<sup>2</sup>·К);

$t_{cp}^S(z)$ ,  $t_{cp}^N(z)$ ,  $t_{cp}^W(y)$ ,  $t_{cp}^E(y)$  – действующие температуры среды для конкретных узлов на сторонах расчетного сечения, К.

При проведении моделирования для четверти квадратного поперечного сечения тела задаем граничные условия для нагрева следующим образом:

$$\left\{ \begin{array}{l} 0 \leq z \leq a/2, \quad y = 0: \frac{\partial t}{\partial y} = 0; \\ 0 \leq z \leq a/2, \quad y = a/2: \lambda \frac{\partial t}{\partial y} = \alpha_{\Sigma}^N(z)(t_{\varphi}^N(z) - t_n(z)); \\ 0 \leq y \leq a/2, \quad z = 0: \frac{\partial t}{\partial z} = 0; \\ 0 \leq y \leq a/2, \quad z = a/2: \lambda \frac{\partial t}{\partial z} = \alpha_{\Sigma}^E(y)(t_{\varphi}^E(y) - t_n(y)). \end{array} \right.$$

Для круглого поперечного сечения с условиями теплообмена, меняющимися по периметру, имеем следующие граничные условия третьего рода:

$$0 \leq \varphi \leq 2\pi, r = r_3 : \lambda \frac{\partial t}{\partial r} = \alpha(\varphi) \cdot (t_{cp}(\varphi) - t_n(\varphi)),$$

где  $\alpha(\varphi)$  – распределение коэффициента теплоотдачи по поверхности расчетного сечения в зависимости от полярного угла;

$t_{cp}(\varphi)$  – распределение действующей температуры среды для узлов на поверхности расчетного сечения в зависимости от полярного угла.

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

$$\begin{cases} r = r_3 : \lambda \frac{\partial t}{\partial r} = \alpha_{\Sigma}^{baz} (t_{cp} - t_n); \\ r = 0 : \frac{\partial t}{\partial r} = 0. \end{cases}$$

Для вариантов изучения нагрева заготовок с прямоугольным поперечным сечением граничные условия задаются аналогичным образом.

При моделировании охлаждения заготовок любого поперечного сечения в схеме задания граничных условий меняется только порядок следования температур в множителе перед итоговым коэффициентом теплоотдачи: при нагреве берем разницу температур греющей среды и поверхности, а при охлаждении поверхности и охлаждающей среды.

Пример задания граничных условий для охлаждения тела с квадратным поперечным сечением (рис. 2.2.а):

$$\left\{ \begin{array}{l} 0 \leq z \leq a, y = 0: \lambda \frac{\partial t}{\partial y} = \alpha_{\Sigma}^S(z)(t_n(z) - t_{\varphi}^N(z)); \\ 0 \leq z \leq a, y = a: -\lambda \frac{\partial t}{\partial y} = \alpha_{\Sigma}^N(z)(t_n(z) - t_{\varphi}^S(z)); \\ 0 \leq y \leq a, z = 0: \lambda \frac{\partial t}{\partial z} = \alpha_{\Sigma}^W(y)(t_n(y) - t_{\varphi}^W(y)); \\ 0 \leq y \leq a, z = a: -\lambda \frac{\partial t}{\partial z} = \alpha_{\Sigma}^E(y)(t_n(y) - t_{\varphi}^E(y)). \end{array} \right.$$

При отработке схемы задания граничных условий теплообмена для задач в двухмерной и трехмерной постановке использован наиболее общий подход, согласно которому итоговое значение коэффициента теплоотдачи и температуры среды для каждого узла на поверхности объемного тела или контура расчетного сечения определяется как функция координаты. При решении ряда задач имеется возможность (в связи с равномерным распределением интенсивности теплоотдачи) или необходимость (в связи с невозможностью учета неравномерности теплоотвода) задавать эти величины как константы для поверхности или контура.

Таким образом, основная проблема при конструировании граничных условий заключается в определении распределения итоговых значений коэффициентов теплоотдачи и температур греющей (охлаждающей) сред. В данном случае речь идет о внешней задаче теплообмена, при решении которой необходимо руководствоваться физическими особенностями конвективной и лучистой передачи тепла в рассматриваемой технологии.

## 2.6 Задание граничных условий теплообмена для операций разливки стали и тепловой обработки заготовок

### *Формирование непрерывнолитых заготовок*

При задании граничных условий при рассмотрении задач непрерывной разливки металлов слиток вдоль технологической оси МНЛЗ разбивается на три зоны с качественно разными закономерностями теплообмена [92, 106, 172]:

- кристаллизатор;
- зона вторичного форсуночного охлаждения;
- охлаждение на воздухе.

### *Теплообмен в кристаллизаторе*

Учитывая возможность одновременного протекания теплообмена между заготовкой и внутренней поверхностью кристаллизатора через газовый зазор и по контактному механизму, для определения значения коэффициента теплоотдачи можно записать следующее выражение [106, 175]:

$$\alpha = \gamma\alpha_k + (1 - \gamma)\alpha_3, \quad (2.16)$$

где  $\alpha_k$  – коэффициент теплоотдачи от поверхности слитка к внутренней поверхности кристаллизатора при контактном теплообмене, Вт/(м<sup>2</sup>·К);

$\alpha_3$  – коэффициент теплоотдачи от поверхности слитка к стенке кристаллизатора через газовый зазор, Вт/(м<sup>2</sup>·К);

$\gamma$  – доля контактного теплообмена, характерная для рассматриваемого сечения.

На основании экспериментальных данных определена относительная доля контактного теплообмена, усредненная по поверхности грани слитка, для разных типов МНЛЗ и отливаемых сечений [106, 172, 175]. Существует мнение, согласно которому для высокопроизводительных сортовых

МНЛЗ, на которых используются параболические (многоконусные) кристаллизаторы, доля контактного теплообмена может быть принята равной единице для всей поверхности заготовки в кристаллизаторе.

Далее последовательно рассмотрим особенности теплообмена по двум механизмам (контактный и через газовый зазор по отдельности).

*Контактный теплообмен.* Известно, что контакт между поверхностями слитка и кристаллизатора не может быть плотным, так как соприкасающиеся поверхности не являются совершенно гладкими. В этом случае коэффициент теплоотдачи определяется по следующему выражению [106]:

$$\alpha_k = \frac{2.1 \cdot 10^4 P \lambda}{3\sigma_s}, \quad (2.17)$$

где  $P$  – давление на соприкасающиеся поверхности, Па;

$\sigma_s$  – предел прочности соприкасающихся материалов, Па;

$\lambda$  – приведенный коэффициент теплопроводности при контакте, Вт/(м·К).

Для определения приведенного коэффициента теплопроводности можно воспользоваться следующей

зависимостью:  $\lambda = \frac{2\lambda_1\lambda_2}{\lambda_1 + \lambda_2}$ , где  $\lambda_1, \lambda_2$  – коэффициенты

теплопроводности контактирующих материалов, Вт/(м·К).

Величина давления на соприкасающиеся поверхности в условиях непрерывной разливки на радиальных машинах складывается из ферростатического давления и возможного влияния силы тяжести криволинейного слитка. Возможна такая ситуация, при которой сила тяжести стремится повернуть слиток относительно медных стенок кристаллизатора, что в свою очередь приведет к более существенному контактированию оболочки с одной из стенок. Однако, в работе [175] расчетным



способом обоснован тот факт, что для машин с радиусом кривизны более 5 м разница в интенсивности теплоотвода по радиальным сторонам незначительна.

*Теплообмен через газовый зазор.* На основании многих исследований было установлено, что перенос тепла от слитка к стенкам кристаллизатора при наличии газового зазора осуществляется теплопроводностью и излучением. Большая часть тепла передается теплопроводностью (75%), а доля излучения составляет примерно 25%.

Условную величину суммарного коэффициента теплоотдачи можно выразить следующим образом:

$$\alpha_{\Sigma} = \alpha_{\kappa} + \alpha_{\lambda} = (\lambda_3 / \delta_3) + \frac{\varepsilon_{np} C_0 [(T_n / 100)^4 - (T_{cm} / 100)^4]}{(T_n - T_{cm})},$$

где  $\lambda_3$  – теплопроводность газовой смеси прослойки, Вт/(м·К);

$\delta_3$  – толщина зазора, м;

$T_n$  – температура поверхности слитка, К;

$T_{cm}$  – температура внутренней стенки кристаллизатора, К;

$\varepsilon_{np}$  – приведенная степень черноты при лучистом теплообмене между поверхностью слитка и внутренней стенкой кристаллизатора, равная 0,62 [172];

$C_0 = 5,67$  – постоянная излучения абсолютно черного тела, Вт/(м<sup>2</sup>·К<sup>4</sup>).

В работе [176] рекомендуется принимать теплопроводность газовой прослойки равной 0,09 Вт/(м·К), что соответствует теплопроводности газовой смеси, содержащей 12 % Н<sub>2</sub>.

Толщина зазора определяется строением поверхности отливаемого слитка, если принять, что поверхность медной стенки является идеально гладкой. Поверхность непрерывного слитка имеет характерную складчатость, которая определяется

особенностями образования мениска у стенок кристаллизатора. Так как перегретая жидкая сталь не смачивает стенки кристаллизатора, то зеркало металла в кристаллизаторе образует четко выраженный положительный мениск [177]. Затвердевающая у стенок кристаллизатора сталь повторяет форму мениска до тех пор, пока постоянно поступающая в кристаллизатор сталь не омоет затвердевшую загнутую внутрь корочку. Как только жидкая сталь соприкоснется со стенкой кристаллизатора, этот процесс начинает повторяться.

Для описания зависимости величины газового зазора от характеристик кристаллизатора и температуры поверхности формирующейся заготовки можно воспользоваться следующей зависимостью  $\delta = \delta_0 \cdot \left(\frac{t_c}{t_n}\right)^n$  [93], где  $\delta_0$  – базовая величина зазора, м;  $t_n$  – температура поверхности слитка, °С;  $n$  – степенной показатель, причем  $n > 1$ . Величины  $\delta_0$  и  $n$  необходимо определить экспериментально.

Учет всех величин, входящих в состав выражения (2.16), достаточно затруднителен. Поэтому в данной работе при задании граничных условий теплообмена в кристаллизаторе для всей поверхности задается равномерное значение коэффициента теплоотдачи, значения которого берется из экспериментальных данных, представленных в литературных источниках, в диапазоне от 1400 до 2000 Вт/(м<sup>2</sup>·К).

#### *Теплообмен в ЗВО*

Для определения коэффициента теплоотдачи в ЗВО в зависимости от расхода охладителя известен ряд зависимостей. Такие зависимости представлены во многих работах, например, [172, 175]. По мнению автора данной работы, предпочтение следует отдавать зависимостям типа:

$$\alpha = k \cdot g_f, \quad (2.18)$$

где  $g_f$  – плотность орошения поверхности заготовки,  $\text{м}^3/(\text{м}^2 \cdot \text{ч})$ ;

$k$  – коэффициент пропорциональности, характеризующий работу форсунок,  $\text{Вт} \cdot \text{ч}/(\text{м}^3 \cdot \text{К})$ .

В литературе и практике предприятий встречаются также зависимости другого вида, однако зачастую они сводятся к уравнениям типа (2.18).

Из практики разливки непрерывнолитых заготовок известно, что теплообмен в ЗВО может характеризоваться значительной локальной неравномерностью отвода тепла, что объясняется наличием в окрестности каждой форсунки трех характерных участков с различными значениями коэффициентов теплоотдачи: область натекания факела форсунки, стока паровой пленки и сухих неорошаемых углов. Схема расположения участков с различными закономерностями теплообмена на поверхности заготовки приведена на рис. 2.4.

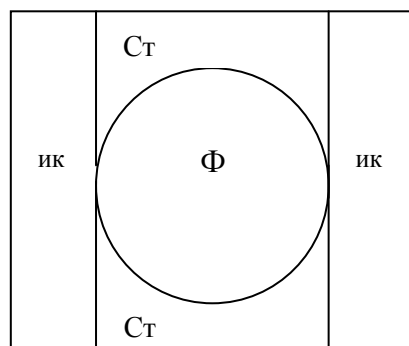


Рисунок 2.4 – Схема расположения областей с качественно разными способами теплообмена ( $\Phi$  – область действия факела форсунки; Ст – зона охлаждения за счет стекающей воды; Ик – зона охлаждения за счет излучения и конвекции)

Методика дифференцированного задания граничных условий, предложенная в работе [172], является эффективным средством изучения локальной неравномерности теплоотвода в ЗВО. В ее основе лежит рассмотрение теплового баланса, связывающего между собой средний для поверхности заготовки коэффициент теплоотдачи  $\alpha_{\text{ср}}$ , определенный при помощи

эмпирических зависимостей, с локальными значениями коэффициентов теплоотдачи:

$$\alpha_{ср} \cdot F_{общ} = \alpha_{ф} \cdot F_{ф} + \alpha_{ст} \cdot F_{ст} + \alpha_{ик} \cdot F_{ик} + \alpha_{рол} \cdot F_{рол}, (2.19)$$

где  $F_{общ}$ ,  $F_{ф}$ ,  $F_{ст}$ ,  $F_{ик}$ ,  $F_{рол}$  – площади исследуемого участка ЗВО, факелов форсунок, участка стекания охлаждающей воды, участка охлаждения за счет излучения и конвекции, контактного теплообмена с роликами соответственно, м<sup>2</sup>;

$\alpha_{ф}$ ,  $\alpha_{ст}$ ,  $\alpha_{ик}$ ,  $\alpha_{рол}$  – средние коэффициенты теплоотдачи, относящиеся к одноименным зонам, Вт/(м<sup>2</sup>·К).

Эта методика усовершенствована в данной работе. Так, в работе [95] предложен экспоненциальный закон распределения коэффициента теплоотдачи в области натекания факела, что позволило установить функциональную связь между  $\alpha_{ф}$  и коэффициентом теплоотдачи в центре факела  $\alpha_0$ . Конечное решение задачи сведено к большой последовательности действий по подбору значения  $\alpha_0$ . Автором предложено заменить эту процедуру единократным однозначным решением в виде цепочки операций без циклических возвратов и проверок выполнения условий сходимости.

Для этого введена аналитическая зависимость между средним для факела форсунки коэффициентом теплоотдачи  $\alpha_{ф}$  и его значениями в центре  $\alpha_0$  и на периферии факела  $\alpha_{\infty}$  с учетом определенного закона распределения интенсивности теплоотдачи внутри факела [95]:

$$\alpha_{ф} F_{ф} = \int_s \alpha(x, y, \alpha_0, \alpha_{\infty}) \cdot ds. \quad (2.20)$$

В результате интегрирования выражения (2.20), а также, учитывая, что значения коэффициентов теплоотдачи в центре и на периферии факела связаны между собой значением

коэффициента неравномерности, получена зависимость вида  $\alpha_\phi = f(\alpha_0, R, K_n)$ .

В итоге решение исходной задачи (2.20) сводится к решению следующего уравнения:

$$f(\alpha_0, R, K_n) = \frac{\alpha_{cp} \cdot F_{общ} - \alpha_{ст} \cdot F_{ст} - \alpha_{ук} \cdot F_{ук} - \alpha_{рол} \cdot F_{рол}}{F_\phi}, \quad (2.21)$$

которое может быть линейным (или уравнением более высокой степени, но разрешимым аналитически) или трансцендентным. В последнем случае для его решения необходимо воспользоваться одним из численных методов.

На основании данных работ [106, 178] и технических характеристик современных форсунок, предоставляемых производителем, можно утверждать, что современные водяные и водовоздушные форсунки характеризуются высокой степенью равномерности распределения охладителя и теплосъема в области натекания факела форсунки (коэффициент неравномерности распределения охладителя  $K_n$  не должен превышать 10%). Очевидно, что экспоненциальный закон распределения интенсивности теплоотдачи (предполагающий значительную степень неравномерности распределения охладителя), использованный в работе [172] для описания работы форсунок, применявшихся на слябовых МНЛЗ несколько десятилетий назад и дающих овальный факел, не может быть использован для описания работы форсунок современной МНЛЗ.

Для этой цели в данной работе использован параболический закон распределения интенсивности теплоотдачи внутри области натекания факела и значение коэффициента неравномерности  $K_n=10\%$ .

При рассмотрении задач, ориентированных на изучение усредненного температурного поля заготовки, в данной работе использован традиционный подход с заданием среднего значения коэффициента теплоотдачи в пределах каждого сектора без учета

локальной неравномерности теплоотвода, поскольку последняя влияет прежде всего на неравномерность температур на поверхности заготовки и в приповерхностных слоях.

*Теплообмен в зоне свободного охлаждения на воздухе*

При выходе из зоны принудительного вторичного охлаждения непрерывный слиток продолжает охлаждаться за счет излучения и свободной конвекции. Как показывает опыт, основное количество тепла отводится от слитка за счет излучения в окружающее пространство и лишь незначительная часть тепла передается за счет свободной конвекции, а также теплопроводностью в ролики по механизму контактного теплообмена. Тепловой поток от свободного охлаждения на воздухе может быть определен по следующему выражению [172, 179]:

$$q_{\text{в}} = \varepsilon_{\text{м}} C_0 \left[ \left( \frac{T_n}{100} \right)^4 - \left( \frac{T_{\text{в}}}{100} \right)^4 \right] + \alpha_{\text{к}} (T_n - T_{\text{в}}), \quad (2.22)$$

где  $\varepsilon_{\text{м}}$  – степень черноты поверхности металла;

$T_n, T_{\text{в}}$  – температура поверхности слитка и окружающего воздуха, К;

$\alpha_{\text{к}}$  – коэффициент конвективной теплоотдачи, Вт/(м<sup>2</sup>·К).

Формулу для расчета величины плотности теплового потока можно представить в виде:  $q_{\text{в}} = \alpha_{\Sigma} (T_n - T_{\text{в}})$ , где  $\alpha_{\Sigma}$  – суммарный коэффициент теплоотдачи, учитывающий передачу тепла излучением и конвекцией, который определяется как  $\alpha_{\Sigma} = \alpha_{\text{л}} + \alpha_{\text{к}}$ .

Для определения коэффициента лучистой теплоотдачи можно воспользоваться следующим выражением:

$$\alpha_{\text{л}} = \frac{\varepsilon_{\text{м}} C_0 \left[ (T_n / 100)^4 - (T_{\text{в}} / 100)^4 \right]}{T_n - T_{\text{в}}}.$$

Значение коэффициента конвективной теплоотдачи определяется при помощи критерия Нуссельта:  $\alpha_k = \frac{Nu \cdot \lambda}{l_0}$ , где  $l_0$

– характерный линейный размер, м;  $\lambda$  – теплопроводность воздуха, Вт/(м·К), который в свою очередь может быть вычислен при помощи критериальной зависимости для свободной конвекции типа:  $Nu=f(Gr,Pr)$  [179].

Для сред с  $Pr \geq 0.5$  при расчете свободной конвекции рекомендуется пользоваться зависимостью следующего вида:  $Nu = c(Pr \cdot Gr)^n$ , где  $c, n$  – экспериментальные коэффициенты критериальной зависимости.

#### *Задание граничных условий теплообмена в печах*

Итоговое значение теплового потока, подводимого к поверхности обрабатываемого металла или отводимого от него, в общем случае формируется под действием двух законов теплопередачи: лучистого и конвективного. Для нагрева при температурах греющей среды более 900°C преобладает доля лучистого теплового потока. По мере спада температур доля конвективного теплообмена является все более весомой и при температурах менее 500°C преобладает конвективный теплообмен.

Итоговый коэффициент теплоотдачи определяется как сумма лучистой  $\alpha_{л}$  и конвективной  $\alpha_{к}$  составляющих. Для определения каждой из них необходимо рассмотреть закономерности соответствующих видов теплообмена в печах.

#### *Конвективный теплообмен*

В общем случае для определения значения коэффициента конвективной теплоотдачи в области взаимодействия газового потока с поверхностью нагреваемого металла используются критериальные уравнения, соответствующие конкретной гидродинамической картине взаимодействия.

Некоторые характерные критериальные уравнения приведены ниже:

– для поперечного обтекания цилиндра [169-171, 180]:

$$\begin{aligned} \text{при } Re < 1000 \quad Nu &= 0,56 Re^{0,5} \cdot Pr_{жс}^{0,36} \left( \frac{Pr_{жс}}{Pr_{см}} \right)^{0,25}, \\ \text{при } Re \geq 1000 \quad Nu &= 0,28 Re^{0,6} \cdot Pr_{жс}^{0,36} \left( \frac{Pr_{жс}}{Pr_{см}} \right)^{0,25}, \end{aligned} \quad (2.23)$$

– для продольного течения вдоль плоской поверхности

$$\begin{aligned} \text{при } Re < 5 \cdot 10^5 \quad Nu &= 0,56 Re^{0,5} \cdot Pr_{жс}^{0,33} \left( \frac{Pr_{жс}}{Pr_{см}} \right)^{0,25}, \\ \text{при } Re > 5 \cdot 10^5 \quad Nu &= 0,037 Re^{0,8} \cdot Pr_{жс}^{0,43} \left( \frac{Pr_{жс}}{Pr_{см}} \right)^{0,25}, \end{aligned} \quad (2.24)$$

– для свободной конвекции:

$$Nu = c \cdot (Gr \cdot Pr)^n, \quad (2.25)$$

где  $Nu$  – критерий Нуссельта, характеризующий отношение интенсивности передачи тепла конвекцией и теплопроводностью при конвективном теплообмене;

$Re$  – критерий Рейнольдса, характеризующий соотношение сил инерции и вязкости в потоке жидкости;

$Pr$  – критерий Прандтля, характеризующий меру подобия поля скоростей и температур в потоке жидкости или газа;

$Gr$  – критерий Грасгофа, характеризующий теплообмен свободной конвекцией;

$c, n$  – опытные коэффициенты, выбираются в зависимости от произведения  $Pr \cdot Gr$ .

$$\text{Критерий Нуссельта определяется как } Nu = \frac{\alpha_k \cdot d}{\lambda},$$

где  $\alpha_k$  – коэффициент конвективной теплоотдачи, Вт/(м<sup>2</sup>·К);  
 $d$  – характерный для рассматриваемого вида конвективного теплообмена размер твердой поверхности, м;



$\lambda$  – коэффициент теплопроводности греющей или охлаждающей среды при ее температуре, Вт/(м·К).

Критерий Рейнольдса определяется как:  $Re = \frac{w \cdot d}{\nu}$ ,

где  $w$  – характерная скорость потока газа или жидкости, м/с;  
 $\nu$  – кинематическая вязкость потока, вычисленная при его температуре, м<sup>2</sup>/с.

Критерий Прандтля может быть найден в справочной литературе в зависимости от характерной температуры газового потока.

Критерий Грасгофа определяется как:  $Gr = \frac{g \cdot l_0^3 \cdot \beta \cdot \Delta t}{\nu^2}$ ,

где  $g$  – ускорение свободного падения, м<sup>2</sup>/с;  
 $l_0$  – характерный геометрический размер, м;  
 $\beta$  – коэффициент объемного расширения среды, 1/К;  
 $\Delta t$  – характерный температурный перепад между теплообменивающейся средой и твердым телом, К.

По вычисленному при помощи соответствующего критериального уравнения значению критерия Нуссельта определяется искомое значение коэффициента конвективной теплоотдачи:

$$\alpha_k = \frac{Nu \cdot \lambda}{d}.$$

Особенно важным для корректного использования критериальных уравнений является правильный выбор величин, характеризующих исследуемый вид конвективного теплообмена, прежде всего характерных геометрического размера и скорости течения среды. Так, для поперечного обтекания цилиндра характерным геометрическим размером является диаметр цилиндра. Для свободной конвекции – высота рассматриваемого тела и т.д.

При применении данного метода для расчета теплообмена в конкретном агрегате также встает вопрос, какой температуре среды должно быть сопоставлено найденной значение  $\alpha_k$ . В общем случае в качестве характерной температуры среды для ее подстановки в закон Ньютона-Рихмана могут быть выбраны следующие значения:

- температура ввода среды в агрегат;
- температура удаления среды из агрегата;
- средняя температура нахождения среды в агрегате.

Существенное влияние на решение этой задачи оказывает вид рассматриваемой технологии. Так, для охлаждения металла при помощи газообразных сред разница между всеми названными температурами не является значительной и автор в качестве характерной температуры рекомендуют принимать температуру ввода охлаждающей среды в агрегат. Для нагрева металла (особенно высокотемпературного) в качестве характерной температуры целесообразно принимать температуру удаления среды из агрегата, так как это позволяет унифицировать рассмотрение лучистого и конвективного теплообмена.

Реальная гидродинамическая картина в камере печи крайне сложна. Возможна ситуация такого взаимодействия среды с поверхностью, для которой в справочной литературе не будет найдено соответствующее критериальное уравнение. В каждом конкретном случае решение принимается с учетом особенностей технологии и творческого подхода исследователей. Иногда значение конвективной составляющей теплообмена задают из диапазона возможных значений; иногда с некоторой степенью условности используют наиболее близко подходящее критериальное уравнение; возможна проработка вопроса определения интенсивности конвективного теплообмена в агрегате в результате решения системы дифференциальных уравнений, описывающих конвективный теплоперенос в области

газового объема агрегата, например, при помощи специализированных вычислительных пакетов.

### *Лучистый теплообмен*

Для описания лучистого теплообмена используются следующие основные законы [168-171]:

- закон Планка, определяющий спектральную плотность излучения в зависимости от температуры и длины волны;
- закон Стефана-Больцмана, отражающий плотность интегрального лучистого потока от температуры (температур поверхностей теплообменивающихся тел).

Используются следующие понятия:

- лучистые характеристики тел (коэффициент отражения, коэффициент поглощения, коэффициент лучепрозрачности, степень черноты);
- угловые коэффициенты;
- приведенные коэффициенты излучения для систем тел.

Как правило, итоговые величины лучистых потоков в печах принято определять при помощи закона Стефана-Больцмана. Описание лучистого теплообмена в печах (особенно пламенных) представляет собой сложную задачу – во взаимном теплообмене участвуют три объекта: металл, кладка и газовая среда, заполняющая камеру печи. Распределение температур по поверхности кладки и металла, а также по объему газового пространства в общем случае является неравномерным.

Поэтому для расчета лучистого теплообмена в аналитических методиках вводятся вспомогательные величины, дающие представление о расчетных температурах названных объектов: температура дыма и температура кладки. Также для печей периодического действия вводится понятие условной температуры печи, которая занимает промежуточное значение между температурами дыма и кладки. Все эти вспомогательные величины рассчитываются из того условия, что тепловые потоки, падающие на поверхность металла, рассчитанные при их

использовании в качестве температуры излучателя, равны между собой [49, 50]:

$$q = C_{\partial} \cdot \left[ \left( \frac{T_{\partial}}{100} \right)^4 - \left( \frac{T_n}{100} \right)^4 \right] = C_{печь.м} \cdot \left[ \left( \frac{T_{печь}}{100} \right)^4 - \left( \frac{T_n}{100} \right)^4 \right] = C_{кл.м} \cdot \left[ \left( \frac{T_{кл}}{100} \right)^4 - \left( \frac{T_n}{100} \right)^4 \right]$$

где  $C_{\partial}$   $C_{печь.м}$   $C_{кл.м}$  – приведенные коэффициенты излучения для системы тел газ-кладка-металл, печь-металл, кладка-металл соответственно, Вт/(м<sup>2</sup>·К<sup>4</sup>).

Так, например, для камерных печей периодического действия для определения приведенных коэффициентов излучения вышеназванных систем тел могут быть использованы следующие зависимости:

$$C_{\partial} = \frac{C_0 \cdot \varepsilon_2 \cdot \varepsilon_M}{\varepsilon_2 + \varphi_{км} \cdot \varepsilon_M \cdot (1 - \varepsilon_2)}$$

$$C_{печь.м} = C_0 \cdot \frac{\varepsilon_M}{1 - \varphi_{мм} \cdot (1 - \varepsilon_M)},$$

$$C_{км} = C_0 \cdot \varepsilon_M$$

где  $C_0 = 5,67$  – коэффициент излучения абсолютно черного тела, Вт/(м<sup>2</sup>·К<sup>4</sup>);

$\varepsilon_2$ ,  $\varepsilon_M$  – степени черноты продуктов сгорания и поверхности металла соответственно;

$\varphi_{км}$ ,  $\varphi_{мм}$  – угловые коэффициенты для систем тел кладка-металл и металл-металл соответственно;

На практике степень черноты поверхности нагреваемой стали принимают равной 0,8-0,85. Для других материалов значение этой величины находят в справочной литературе [125].

Для определения степени черноты газов используют следующую зависимость:

$$\varepsilon_2 = \varepsilon_{CO_2} + \xi \cdot \varepsilon_{H_2O},$$

где  $\varepsilon_{CO_2}$ ,  $\varepsilon_{H_2O}$  – степени черноты углекислоты и водяных паров соответственно, определяются в зависимости от средней длины хода луча между поверхностями теплообмена  $S$ ,

парциального давления соответствующих компонентов и температуры продуктов сгорания;

$\xi$  – поправочный коэффициент, учитывающий неодинаковую степень влияния толщины газового слоя и парциального давления на энергию излучения водяных паров; определяется в зависимости от средней длины хода луча между поверхностями теплообмена  $S$  и парциального давления водяных паров.

Средняя длина хода луча между поверхностями теплообмена определяется как:

$$S = 3.6 \frac{V_g}{F_m + F_{кл}},$$

где  $V_g$  – объем камеры, заполненный газами, представляет собой разницу полного объема камеры и объема металла,  $m^3$ ;

$F_m$ ,  $F_{кл}$  – поверхности металла и кладки, участвующие в лучистом теплообмене,  $m^2$ .

Угловые коэффициенты для систем тел кладка-металл и металл-металл определяются следующим образом:

$$\varphi_{км} = \frac{F_m}{F_{кл} + F_m};$$

$$\varphi_{мк} = \frac{F_{кл}}{F_{кл} + F_m}.$$

Для задания граничных условий, определяемых лучистым теплообменом, возможным решением задачи является использование зональных методов, предполагающих разбиение поверхностей тел и объема камеры на участки (зоны) в пределах которых температуры объектов теплообмена могут быть приняты постоянными. Такой метод, несомненно, является более точным, но в то же время намного более трудоемким.

Также в работе [9] показан метод, согласно которому лучистые характеристики теплообмена для задания ГУ в математической модели определяются по методу начальной

настройки. Его сущность заключается в том, что на основании замера температуры ряда точек на поверхности нагреваемых тел и замера температуры греющей газовой среды в результате решения обратной задачи определяется зависимость приведенного коэффициента излучения от температуры (для многозонных агрегатов эта процедура выполняется для каждой зоны отдельно). Для регуляризации решения обратной задачи, которая в общем случае является некорректной, существует ряд методов, которые проанализированы в литературном обзоре.

В данной работе предложено в качестве начальной настройки математической модели использовать определение приведенных коэффициентов излучения по зависимостям, разработанным в аналитических методиках. Такой метод имеет следующее преимущество – простота получения решения без сложных предварительных процедур и экспериментальных замеров.

Кроме того, тенденции современного печестроения таковы, что рост равномерности поля температур внутри агрегатов повышает точность даже чисто аналитических методик и соответственно точность предложенной начальной настройки.

Для задания граничных условий третьего рода необходимо, определив плотность лучистого теплового потока  $q_l$ , по следующей зависимости вычислить значение лучистой составляющей коэффициента теплоотдачи:

$$\alpha_l = \frac{q_l}{t_d - t_n}.$$

*Различные варианты рассмотрения задачи тепловой обработки металла в печах*

Возможны два варианта конструирования граничных условий для моделей нагрева и охлаждения заготовок в печи:

– первый вариант предполагает для решения задачи нагрева (охлаждения) задание изменения во времени и пространстве температуры теплообменивающейся среды, в результате чего

сперва определяется поле итоговых коэффициентов теплоотдачи, а затем – температурное поле металла, после чего при помощи специальных расчетных зависимостей восстанавливается изменение во времени расхода теплоносителя: продуктов сгорания (и соответственно топлива) или охлаждающего воздуха. Так, для нагрева металла под прокатку в высокотемпературных печах в двух периодах: с постоянным тепловым потоком и постоянной температурой печи по аналогии с аналитической методикой устанавливаем изменение температур продуктов сгорания в течение всего периода нагрева, что позволяет восстановить поле итоговых коэффициентов теплоотдачи. Текущий расход топлива для нагрева определяется в каждый момент времени на основании тепловых потоков к поверхности металла и температуры теплоносителя, покидающего агрегат:

$$B_2^{mek}(\tau) = \frac{q(\tau) \cdot F_M}{\eta(t_{yx}(\tau)) \cdot Q_H^p} + \frac{Q_{пот}(\tau)}{\eta(t_{yx}(\tau)) \cdot Q_H^p},$$

где  $q(\tau)$  – текущая плотность теплового потока, падающего на поверхность металла, Вт/м<sup>2</sup>;

$F_M$  – поверхность нагреваемого металла, м<sup>2</sup>;

$Q_{пот}(\tau)$  – текущая мощность тепловых потерь, Вт;

$\eta(t_{yx}(\tau))$  – значение коэффициента использования топлива, вычисленное для текущей температуры газов, покидающих камеру печи.

Текущий расход воздуха для охлаждения металла определяется как:

$$V_6^{mek}(\tau) = \frac{q(\tau) \cdot F_M + Q_{пот}^{BH}(\tau)}{c_B^{t_{ВЫХ}} \cdot t_{ВЫХ} - c_B^{t_{ВХ}} \cdot t_{ВХ}},$$

где  $q(\tau)$  – текущая плотность теплового потока, отводимого от поверхности металла, Вт/м<sup>2</sup>;

$Q_{пот}^{BH}(\tau)$  – текущая мощность теплового потока, передаваемого от футеровки охлаждающей среде, Вт;

$c_B$  – теплоемкость воздуха в зависимости от температуры, Дж/(м<sup>3</sup>·К);

$t_{ВХ}$ ,  $t_{ВЫХ}$  – температуры входа и выхода охлаждающей среды из агрегата соответственно, °С.

Итоговое количество израсходованного топлива за период нагрева продолжительностью  $\tau_H$ :

$$B_2^{итог} = \int_0^{\tau_H} B_2^{мек}(\tau) \cdot d\tau.$$

Итоговое количество израсходованного воздуха за период охлаждения металла продолжительностью  $\tau_H$ :

$$V_6^{итог} = \int_0^{\tau_H} V_6^{мек}(\tau) \cdot d\tau.$$

– согласно второму методу задается изменение во времени расхода теплоносителя, на основании чего определяется изменение во времени температур среды и поле коэффициентов теплоотдачи. Для реализации этого метода необходимо создание математического описания изменения температуры теплоносителя в печи при его произвольном расходе.

*Математическое описание изменения температуры продуктов сгорания для камерной нагревательной печи периодического действия*

Для определения динамики изменения температуры продуктов сгорания для нагревательной печи периодического действия в зависимости от заданного расхода теплоносителя составлено дифференциальное уравнение первого порядка. При его составлении использовалось предположение о том, что температура продуктов сгорания равномерна по всему объему камеры печи и равна значению температуры газов на выходе из камеры печи  $t_{ух}$ :



$$\frac{dt_{yx}}{d\tau} = \frac{V_m \cdot Q_H^p - q \cdot F_m - Q_{nom} - V_{yx} \cdot c^{t_{yx}} \cdot t_{yx} \cdot (1 - k_r)}{V_k \cdot c^{t_{yx}}}, \quad (2.26)$$

где  $V_m$  – текущий расход топлива, м<sup>3</sup>/с;

$Q_H^p$  – теплота сгорания топлива, Дж/м<sup>3</sup>;

$V_k$  – объем газов, заполняющих рабочую камеру, м<sup>3</sup>;

$q$  – текущее значение плотности теплового потока, падающего на металл, Вт/м<sup>2</sup>;

$F_m$  – поверхность металла, воспринимающая тепло, м<sup>2</sup>;

$Q_{пот}$  – текущее значение теплотерь (через футеровку, излучением в пламенное окно, с охлаждающей водой и т.д.), Вт;

$V_{yx}$  – объемный расход продуктов сгорания, покидающих печь, м<sup>3</sup>/с;

$c^{t_{yx}}$  – теплоемкость продуктов сгорания при их температуре, Дж/(м<sup>3</sup>·К);

$k_r$  – текущее значение коэффициента рекуперации.

Предложенное дифференциальное уравнение представляет собой моментальный тепловой баланс камеры печи, который уравнивается в результате определения текущей температуры продуктов сгорания. То есть при преобладании прихода тепла над расходом имеем рост теплосодержания продуктов сгорания в камере печи и соответственно рост их температуры и наоборот.

*Математическое описание изменения температуры воздуха при охлаждении металла в печи*

Для воздушного охлаждения металла в печи по аналогии с рассмотренным выше случаем составлено дифференциальное уравнение первого порядка из предположения о постоянстве температуры воздуха  $t_g$  в камере печи:

$$\frac{dt_g}{d\tau} = \frac{q \cdot F_m + V_g \cdot c^{t_{gn}} \cdot t_{gn} - Q_{nom} - V_g \cdot c^{t_g} \cdot t_g}{V_k \cdot c^{t_g}}, \quad (2.27)$$

где  $t_{вн}$  – начальная температура воздуха, подаваемого на охлаждение, °С;

$V_{в}$  – расход охлаждающего воздуха, подаваемого в печь, м<sup>3</sup>/с.

Как видно из анализа уравнений (2.26-2.27), для их решения необходимо в каждый момент времени иметь значение слагаемого  $Q_{пот}$ , которое может принимать как положительный знак (часть тепла теплопроводностью через футеровку перетекает в окружающую среду), так и отрицательный знак (в случае если внутренняя поверхность футеровки становится горячее металла она начинает отдавать часть тепла в камеру печи). Для учета различных вариантов изменения величины  $Q_{пот}$  необходимо динамическое определение температурного поля футеровки.

#### *Модель потерь тепла через футеровку*

Для решения названной задачи, а также точного определения потерь тепла на аккумуляцию и теплопроводностью через футеровку печи целесообразно вместо известных аналитических методик воспользоваться дифференциальным уравнением нестационарной теплопроводности с соответствующими граничными условиями, также как и в случае определения температурного поля металла. Учитывая геометрические особенности футеровки каждой из поверхностей печи (толщина существенно меньше двух других геометрических размеров) и предполагая равномерное распределение температуры по внутренней поверхности футеровки, записываем дифференциальное уравнение нестационарной теплопроводности в одномерной постановке (2.13).

*Геометрические условия* для определения температурного поля одного из элементов футеровки представлены на рис. 2.5.

Начальные условия формируются исходя из предположения о равномерном температурном поле футеровки в начальный момент времени:

$$0 \leq y \leq S, \tau = 0: t = t_H.$$

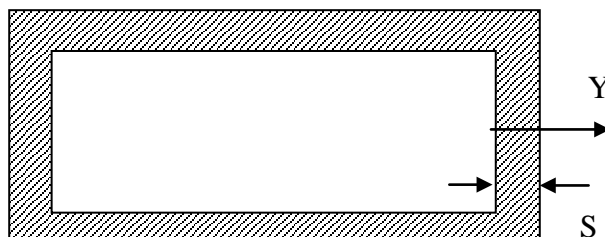


Рисунок 2.5 – Схема геометрических условий для расчета температурного состояния футеровки

Граничные условия задаются в зависимости от вида агрегата и характера тепловой обработки металла. Для нагрева заготовок в высокотемпературных камерных печах имеем:

$$\begin{aligned} y = 0: t &= t_{кл}; \\ y = S: -\lambda \frac{\partial t}{\partial y} &= \alpha_{oc}(t - t_{oc}), \end{aligned} \quad (2.28)$$

где  $\alpha_{oc}$  – итоговый коэффициент теплоотдачи от наружной поверхности футеровки к окружающей среде, Вт/(м<sup>2</sup>·К);

$t_{oc}$  – температура окружающей среды, °С;

$t_{кл}$  – температура внутренней поверхности футеровки, определяемая на основании лучистого теплообмена в системе (газ-кладка-металл).

Для каждого момента времени определяется совокупность характерных температур печи, кладки и дыма:  $T_{печь}$ ,  $T_{кл}$ ,  $T_{д}$ . Они используются для задания граничных условий теплообмена, как на поверхности нагреваемых тел, так и для внутренней поверхности футеровки.

Для воздушного охлаждения заготовок в камерных печах термообработки:

$$y = 0: \lambda \frac{\partial t}{\partial y} = \alpha_{\text{в}}(t_{\text{нф}} - t_{\text{в}}) + C_{\text{кл}} \cdot \left[ \left( \frac{t_{\text{пф}} + 273}{100} \right)^4 - \left( \frac{t_{\text{п}} + 273}{100} \right)^4 \right] \cdot \frac{F_{\text{М}}}{F_{\text{кл}}}; \quad (2.29)$$

$$y = S: -\lambda \frac{\partial t}{\partial y} = \alpha_{\text{ос}}(t_{\text{нф}} - t_{\text{ос}}),$$

где  $t_{\text{пф}}$ ,  $t_{\text{нф}}$ ,  $t_{\text{п}}$ ,  $t_{\text{в}}$  – температуры внутренней, наружной поверхности футеровки, поверхности металла и воздуха в камере печи соответственно, °С;

$F_{\text{М}}$ ,  $F_{\text{кл}}$  – участвующая в теплообмене поверхность металла и кладки соответственно, м<sup>2</sup>;

$\alpha_{\text{в}}$  – коэффициент конвективной теплоотдачи от внутренней поверхности футеровки к охлаждающему воздуху, Вт/(м<sup>2</sup>·К).

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

#### *Печи непрерывного действия*

Печи непрерывного действия работают в квазистационарном режиме (поле температур каждой заготовки нестационарно, а поле температур всего массива металла стационарно в привязке к печи, если режим нагрева постоянен). При этом существенная проблема моделирования заключается в том, что имеет место противоточное движение продуктов сгорания и металла. Причем температура продуктов сгорания не может быть принята постоянной по длине печи, так как она постепенно снижается по направлению к рекуператору и величина этого снижения определяется тепловым взаимодействием газового потока с металлом.

Наиболее правильным, очевидно, в этом случае будет применить подвижную систему координат, привязанную к одной из заготовок. Периодическое перемещение металла заменяется равномерным поступательным движением расчетного сечения нагреваемого тела вдоль продольной оси печи со средней

скоростью перемещения металла. Для задания граничных условий температура продуктов сгорания в первом приближении берется на основании рекомендаций, обычно используемых в аналитических методиках. Температурное поле металла, полученное после первой серии численных экспериментов, используется для уточнения поля температур газовой среды и численные эксперименты по определению температурного поля металла повторяются. Эта итерационная процедура прекращается по достижении заданной точности расчетов.

Для уточнения температур газовой среды используется следующий алгоритм:

- разбиваем каждую из зон агрегата на несколько участков по их длине;

- с учетом расхода среды в зоне и средней скорости среды, отнесенной к сечению участков, находим среднее время нахождения каждой порции газообразной среды в пределах участка:

$$\Delta \tau_i = \frac{l_i \cdot F_i}{V_3 \cdot \frac{t_i^{\text{BX}} + 273}{273}}, \quad (2.30)$$

где  $l_i$ ,  $F_i$  – длина и свободное сечение для прохода газов конкретного участка соответственно, м, м<sup>2</sup>;

$V_3$  – расход среды через рассматриваемую зону, м<sup>3</sup>/с;

$t_i^{\text{BX}}$  – температура входа среды в рассматриваемый участок, °С;

- определяем значение температуры газообразной среды на выходе участка, учитывая формирование теплового потока, падающего на поверхность нагреваемого металла при температурах его поверхности, определенных для предварительно заданного распределения температур продуктов сгорания по длине печи:

$$t_i^{6b\lambda} = \frac{\chi_i \cdot V_{m3} \cdot Q_{np} + V_3 \cdot c_{nc}(t_i^{6x}) \cdot t_i^{6x} - Q_{пот i} - C_d \left( \frac{t_i^{6b\lambda} + t_i^{6x}}{2} \right) \cdot \left( \left( \frac{t_i^{6b\lambda} + t_i^{6x}}{2} + 273 \right)^4 - \left( \frac{t_i^{пм} + 273}{100} \right)^4 \right) \cdot F_i^M - \alpha_k \cdot \left( \frac{t_i^{6b\lambda} + t_i^{6x}}{2} - t_i^{пм} \right) \cdot F_i^M}{V_3 \cdot c_{nc}(t_i^{6b\lambda})},$$

где  $\chi_i$  – доля топлива, подаваемого на рассматриваемую зону, сгорающая на изучаемом  $i$ -ом участке;

$V_{т3}$  – расход топлива, подаваемый на рассматриваемую зону,  $м^3/с$ ;

$V_{nc}$  – удельный выход продуктов сгорания,  $м^3/м^3$ ;

$Q_{пот i}$  – теплопотери камеры агрегата на  $i$ -ом участке, Вт;

$C_d$  – приведенный коэффициент излучения системы тел газ-кладка-металл,  $Вт/(м^2 \cdot K^4)$ ;

$t_i^{пм}$  – средняя температура поверхности нагреваемого металла на  $i$ -ом участке,  $°C$ ;

$F_i^M$  – нагреваемая поверхность металла в пределах  $i$ -го участка,  $м^2$ ;

$c_{nc}$  – теплоемкость продуктов сгорания,  $Дж/(м^3 \cdot K)$ .

При составлении зависимости использовано допущение о том, что расход газовой среды каждой зоны является одинаковым на всех участках. Для природного газа, реакция горения основного компонента которого протекает без изменения объема, сделанное допущение не противоречит действительности. Для газов, чьи реакции горения сопровождаются изменением объема, необходимо определение расхода газообразной среды отдельно для каждого участка. Кроме того, более точный подход требует в качестве теплоемкости газообразной среды использовать не теплоемкость конечного состава продуктов сгорания, а величину, полученную с учетом динамики выгорания.

## 2.7 Зависимость теплофизических свойств металла от температуры

Для решения конкретных задач тепловой обработки металла необходимо располагать информацией о теплофизических свойствах рассматриваемого металла и их зависимости от температуры [181].

Для материалов, не претерпевающих в процессе тепловой обработки фазовых изменений, задаем зависимости теплоемкости, плотности и теплопроводности от температуры [125]. Для материалов, претерпевающих фазовые преобразования перечень задаваемых величин таков:

- интервал кристаллизации, определяемый температурами ликвидус  $t_l$  и солидус  $t_c$ ;
- теплота фазового перехода  $q_{кр}$ ;
- зависимость теплоемкости  $c$ , плотности  $\rho$  и теплопроводности  $\lambda$  жидкого расплава от температуры;
- зависимость теплоемкости  $c$ , плотности  $\rho$  и теплопроводности  $\lambda$  твердого металла от температуры.

Например, для сталей в современной практике определение значений температур ликвидус и солидус осуществляется при помощи эмпирических формул, построенных в виде полиномиальных выражений с использованием данных о химическом составе стали [106]. Например, для определения температуры ликвидус можно воспользоваться следующим выражением:  $T_l = T_{плавFe} - \sum (a_0 + a_l^i [i])$ , где  $T_{плавFe}$  – температура плавления чистого железа (в соответствии с большинством рекомендаций  $T_{плавFe} = 1539^\circ\text{C}$ ),  $^\circ\text{C}$ ;  $a_0$  – коэффициент приведения температуры плавления чистого железа (вводится в случае принятия значения температуры плавления железа, отличного от приведенного выше);  $a_l^i$  – коэффициент значимости для

соответствующего  $i$ -го элемента, содержащегося в данной марке стали;  $[i]$  – содержание элемента  $i$  в стали данной марки, %.

Для определения температуры солидус используются подобные выражения. Выражения такого типа основаны на гипотезе о том, что каждый из химических элементов влияет на снижение температуры ликвидус и солидус независимо друг от друга.

Особенности изучаемой технологии тепловой обработки могут вносить коррективы в задание теплофизических свойств металла от температуры. Так, для непрерывной разливки стали в последнее время наметилась тенденция снижения температуры перегрева стали над линией ликвидус. На сегодня в качестве оптимальной обоснована величина перегрева 20-25 °С. Исходя из этого, нецелесообразно использовать для расчетов зависимость теплофизических свойств жидкой стали от температуры. В данной работе они заданы в виде прямого присваивания и приняты одинаковыми для рассматриваемых марок стали.

Если в процессе тепловой обработки материалов имеют место физико-химические трансформации при изменении температуры, нужно особо тщательно подойти к заданию теплофизических свойств на каждом этапе трансформации.

## 2.8 Численное решение поставленной задачи

Для реализации математической модели, составленной в данной главе, необходимо воспользоваться одним из методов численного решения дифференциальных уравнений [182-184]. Самым эффективным и универсальным из них является метод конечных элементов [182-187]. Однако поскольку для тел простой геометрической формы может быть использован метод конечных разностей без снижения точности вычислений, то в данной работе в дальнейшем рассматривается и используется только этот метод, так как он более прост в реализации. Его



сущность заключается в том, что на область исследования накладывается сетка правильной формы (прямоугольная – в декартовой системе координат, полярная – для полярной системы координат и т.д.), а бесконечно малые приращения величин заменяются конечными разностями. Такой подход позволяет перейти от исследования непрерывного континуума к решению задачи для узлов сетки.

При аппроксимации дифференциальных уравнений можно воспользоваться одной из схем: явной, неявной или смешанной (Кранка-Николсона). Применительно к одномерной задаче в случае использования явной или неявной схем речь идет об использовании четырехточечного шаблона (рис. 2.6) [184].

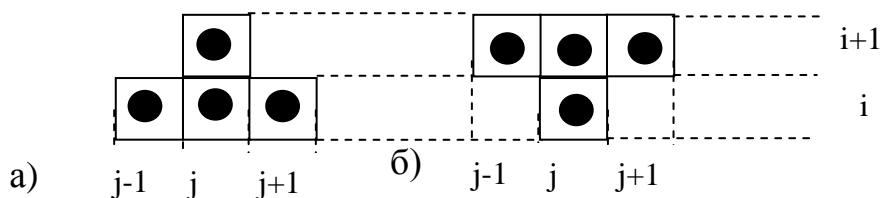


Рисунок 2.6 – Схемы четырехточечных шаблонов для аппроксимации дифференциального уравнения нестационарной теплопроводности в одномерной постановке (а – по явной схеме; б – по неявной схеме)

Сравнивая явную и неявную схемы аппроксимации необходимо отметить следующие особенности:

– имея преимущество в простоте реализации, явная схема аппроксимации является условно устойчивой, то есть при невыполнении определенного условия по соотношению характеристик пространственной, временной сетки и теплофизических свойств металла при решении задачи накапливается погрешность, которая приводит к получению недостоверных данных. Таковым условием является:  $a \cdot \frac{\Delta \tau}{\Delta y^2} \leq 0.5$ .

Отсюда при фиксированном шаге между соседними узлами пространственной сетки предельный шаг по времени, при

котором может быть получено устойчивое решение задачи определяется как  $\Delta\tau_{пред} \leq 0,5 \cdot \frac{\Delta y^2}{a}$ ;

– неявная схема, имея некоторые сложности в реализации, является безусловно устойчивой.

Смешанная схема аппроксимации одновременно учитывает особенности явной и неявной схем. Она носит название схемы Кранка-Николсона [184]. В этом случае для аппроксимации одномерного уравнения нестационарной теплопроводности используется шеститочечный шаблон (вторая производная от температуры берется как сумма двух составляющих: явной и неявной; при этом вводится понятие доли явной и неявной составляющих, которые в общем случае могут меняться от нуля до единицы и их сумма равна единице). Эта схема характеризуется более высокой точностью аппроксимации при решении линейной задачи теплопроводности, но ее реализация предполагает использование несколько более сложных выражений, чем в случае неявной схемы. Поскольку в общем случае процессы тепловой обработки металла представляют собой нелинейную задачу теплопроводности, при которой преимущества схемы Кранка-Николсона в значительной степени нивелируются, в данной работе используется неявная схема аппроксимации.

Дифференциальное уравнение нестационарной теплопроводности в одномерной постановке аппроксимируется по неявной схеме следующим образом:

$$\frac{t_j^{i+1} - t_j^i}{\Delta\tau} = \frac{\lambda}{\rho c_{эф}} \cdot \left( \frac{t_{j+1}^{i+1} - 2t_j^{i+1} + t_{j-1}^{i+1}}{\Delta y^2} \right). \quad (2.31)$$

В случае использования неявной схемы наличие на рассматриваемом временном слое сразу нескольких точек приводит к тому, что искомые температуры не могут быть

найденны при помощи вычислений по простым алгебраическим выражениям.

В основе алгоритма решения для одномерной постановки задачи по неявной схеме лежит представление выражения (2.31) для произвольного момента времени можно записать в следующем виде (индекс временного слоя для простоты не приводится):

$$A_j \cdot t_{j-1} + B_j \cdot t_{j+1} - C_j \cdot t_j + F_j = 0, \quad (2.32)$$

где  $A_j$ ,  $B_j$ ,  $C_j$ , – коэффициенты при температурах предыдущего, последующего и рассматриваемого узлов соответственно;

$F_j$  – свободный член выражения, содержащий температуру рассматриваемого узла на предыдущем временном слое.

Коэффициенты уравнения определяются на основании совместного рассмотрения выражений (2.31) и (2.32) [184].

Записывая выражение (2.32) для всех внутренних узлов сетки на рассматриваемом временном слое получаем матричное уравнение, коэффициенты которого могут быть записаны в виде трехдиагональной матрицы. Для решения полученной задачи используем метод прогонки, одним из положений которого является установление следующей связи между всеми соседними точками расчетного сечения:

$$t_j = \alpha f_j \cdot t_{j+1} + \beta e t_j. \quad (2.33)$$

Таким образом, решение одномерной задачи при помощи неявной схемы реализуется следующим образом:

1. Определяем набор величин  $A$ ,  $B$ ,  $C$ ,  $F$  для всех внутренних узлов сетки.

2. На основании граничных условий на левой границе (у начала координат сетки) задаем значения коэффициентов  $\alpha f_1$  и  $\beta e t_1$  [184].

3. По направлению слева направо вычисляем значения прогоночных коэффициентов  $\alpha$  и  $\beta$  для всех узлов сетки от 2-го до предпоследнего.

4. Вычисляем значение температуры на правой границе сетки (индекс  $m$ ) при помощи известных выражений [184].

5. При помощи выражения (2.33) вычисляем значения температур для всех узлов сетки справа налево от предпоследнего до первого.

При решении двухмерной задачи речь идет об использовании шеститочечного шаблона (пять точек на рассматриваемом временном слое и одна на предыдущем – для неявной схемы).

Для двухмерной постановки рассматриваемой задачи имеем следующий вид аппроксимации дифференциального уравнения нестационарной теплопроводности по неявной схеме.

$$\frac{t_{j,k}^{i+1} - t_{j,k}^i}{\Delta \tau} = \frac{\lambda}{\rho c_{\text{эф}}} \cdot \left( \frac{t_{j,k+1}^{i+1} - 2t_{j,k}^{i+1} + t_{j,k-1}^{i+1}}{\Delta z^2} + \frac{t_{j+1,k}^{i+1} - 2t_{j,k}^{i+1} + t_{j-1,k}^{i+1}}{\Delta y^2} \right). \quad (2.34)$$

Для решения двухмерной задачи по неявной схеме принято использовать метод переменных направлений, согласно которому наряду с основным значением искомой сеточной величины на рассматриваемом  $(i+1)$  и предыдущем  $(i)$  слоях вводится значение на промежуточном  $(i+1/2)$  слое. С математической точки зрения эта схема решения может быть представлена в следующем виде [184]:

$$\frac{t_{j,k}^{i+1/2} - t_{j,k}^i}{0,5 \cdot \Delta \tau} = \Delta_1 \cdot t_{j,k}^{i+1/2} + \Delta_2 \cdot t_{j,k}^i + \phi^i, \text{ где } k = 1, 2 \dots n$$

$$\frac{t_{j,k}^{i+1} - t_{j,k}^{i+1/2}}{0,5 \cdot \Delta \tau} = \Delta_1 \cdot t_{j,k}^{i+1/2} + \Delta_2 \cdot t_{j,k}^{i+1} + \phi^i \text{ где } j = 1, 2 \dots m, \quad (2.35)$$

где  $\Delta_1, \Delta_2$  – операторы Лапласа для представления второй производной по координате  $Y$  и  $Z$  соответственно.

$\phi^i$  – совокупность слагаемых, отнесенных к предыдущему временному слою.

При переходе от предыдущего к промежуточному временному слою вторая производная по одной из поперечных координат берется в явном виде (вычисляется по значениям температур с предыдущего временного слоя), а по другой – в неявном виде (составляется из температур промежуточного временного слоя). При переходе от промежуточного слоя к рассматриваемому направлению, которое при предыдущем ходе было явным, становится неявным и наоборот.

Для решения двухмерной задачи при помощи неявного метода автором предложен еще один метод. Задача параллельно решается двумя подпрограммами: одна перебирает все узлы расчетного поперечного сечения, последовательно рассматривая все строки, вторая последовательно перебирает все столбцы матрицы, покрывающей расчетное температурное сечение. При первой итерации для решения по строкам вторая производная по координате  $z$  берется по неявной схеме, по координате  $y$  – по явной. Для решения по столбцам распределение явной и неявной схем по координатам меняется. В конце первого итерационного шага производится вычитание температур одноименных узлов, определенных двумя подпрограммами. В случае если хотя бы для одного узла расчетного сечения разница температур превышает величину заданной погрешности, итерационная процедура продолжается. В качестве температур для вычисления производных, которые берутся по явной схеме, используем температурное поле, найденное усреднением температурных полей, полученных на первом итерационном шаге. В конце каждого шага производится сравнение температурных полей, полученных при помощи двух подпрограмм. В случае, если для всех узлов сетки эти решения сходятся с заданной точностью,

считаем определение температурного поля на рассматриваемом временном слое завершённым.

Аналогичные процедуры могут быть использованы для аппроксимации и численного решения дифференциального уравнения нестационарной теплопроводности в трехмерной постановке.

## 2.9 Подтверждение адекватности разработанной математической модели

Вопрос адекватности математической модели это, прежде всего, вопрос того, с какой точностью результаты численных экспериментов, проведенных с ее помощью, согласуются с реальным состоянием объекта, о котором судим на основании соответствующих опытных данных [9].

Возможная неадекватность модели исследуемым процессам может быть вызвана допущениями, сделанными при ее создании, или ошибками при реализации. Основные причины возможной недостаточности адекватности таковы:

1. Неточность или неполнота математической формулировки задачи, определяющие ее несоответствие особенностям физических процессов в реальном объекте (неправильный выбор дифференциальных уравнений или их недостаточное количество);

2. Несоответствие условий однозначности (качественное или количественное) параметрам функционирования реального объекта, полученное в результате упрощений или ошибок при задании;

3. Погрешность аппроксимации дифференциальных уравнений математической формулировки и условий однозначности;

4. Неточность решения системы алгебраических уравнений, полученных в результате аппроксимации.

Что касается математического описания задачи при помощи дифференциальных уравнений, то применительно к задачам разливки стали и тепловой обработки заготовок, как было указано выше, в большинстве случаев возможно использование только дифференциального уравнения нестационарной теплопроводности. Такой метод применительно к внутренней задаче обычно не вносит существенной погрешности.

Погрешности на третьем и четвертом уровне могут быть получены в результате ошибок при составлении конечно-разностного аналога дифференциального уравнения, получении выражений для прогоночных коэффициентов или при решении полученной системы алгебраических уравнений. Ошибки такого рода приводят к появлению грубых погрешностей и для их выявления, как правило, достаточно провести сверку результатов численных экспериментов и параметров реального объекта по наиболее общим показателям (например, расчетное и реальное время процесса тепловой обработки до достижения металлом заданной кондиции). С другой стороны даже при правильном подходе к аппроксимации и численному решению дифференциального уравнения следует помнить, что переход к конечно-разностному аналогу всегда сопровождается погрешностью аппроксимации, которая падает с уменьшением шагов по времени и координате.

Для того, чтобы убедиться в том, что возникающий уровень погрешности аппроксимации не вносит недопустимо большой ошибки в результаты расчетов, необходимо для одних и тех же исходных данных провести ряд численных экспериментов, синхронно меняя шаги по времени и координате в сторону уменьшения, продолжая эту работу до тех пор, пока разница между искомыми величинами для двух соседних численных экспериментов не станет меньше того уровня погрешности, который исследователь считает предельно допустимым для своей задачи.

Таким образом, после отсева возможных грубых ошибок аппроксимации и численного решения, а также установления неизбежной погрешности аппроксимации на заданном уровне ставится вопрос о степени соответствия условий однозначности параметрам работы реального объекта. В общем случае это несоответствие может возникать (как правило, оно в той или иной мере имеет место всегда) по следующим причинам:

- неосознанные ошибки при задании условий однозначности либо по причине не учета некоторых важных особенностей процесса, либо имеющие вычислительную природу;
- погрешность, возникающая по причине упрощений, сделанных исследователями, таким образом, сознательно исключившими некоторые особенности процесса из рассмотрения;
- неточность задания зависимостей теплофизических характеристик обрабатываемого металла от температуры.

#### *Параметрическая чувствительность модели*

Для того, чтобы оценить степень влияния возможной неточности задания значений теплофизических свойств обрабатываемого металла или величин, входящих в граничные условия, определяется параметрическая чувствительность модели. В результате этой процедуры устанавливается, к какой погрешности окончательного результата приведет конкретная погрешность задания определенных величин, что позволяет выносить суждение о том, к заданию каких величин требует отнестись более скрупулезно. Для решения задачи определения параметрической чувствительности модели разливки стали и тепловой обработки заготовок существует несколько методов [9]. Наиболее простым решением является проведение серии численных экспериментов, в которых при прочих равных условиях в качестве одного из теплофизических свойств (или параметров граничных условий) последовательно подставляются величины из ряда, состоящего из значений с заданным относительно базового значения исследуемой величины уровнем



отклонения, меняющимся от нуля до максимально возможного уровня. Анализ результатов серии численных экспериментов позволяет выносить качественные и количественные суждения о влиянии погрешности задания конкретной величины, характеризующей теплофизический свойства (граничные условия), на результаты моделирования.

Так, для технологий непрерывной разливки стали при помощи проведения численных экспериментов автором установлено, что наибольшее влияние на результаты расчетов полного времени затвердевания заготовок оказывает точность задания теплоемкости затвердевшего металла и теплоты кристаллизации. Погрешность при задании теплоемкости твердого металла на  $\pm 1,00$  % приводит к изменению общего расчетного времени затвердевания на  $\pm 1,95$  %. Погрешность при задании теплоты кристаллизации на  $\pm 1,00$  % приведет к ошибке в определении общего времени затвердевания на  $\pm 0,66$  %. В то же время установлено, что погрешность при задании плотности жидкого металла, а также различные способы учета динамических явлений в жидкой лунке практически не влияют на общую продолжительность затвердевания.

В результате изучения влияния точности задания коэффициентов теплоотдачи в различных секторах ЗВО на температуру точек, лежащих в зоне свободного охлаждения, установлено, что наибольшее влияние оказывает точность задания коэффициентов теплоотдачи в ближайшем к зоне свободного охлаждения секторе (ошибка при задании среднего для факела коэффициента теплоотдачи в этом секторе на 5 % приведет к изменению температуры точек, лежащих в области свободного охлаждения на величину примерно  $4,5^{\circ}\text{C}$  (0,39 %).

В работе [9] получены и систематизированы данные о чувствительности конечной температуры металла к параметрам теплообмена для различных математических моделей нагрева металла в проходных толкательных методических печах.

Установлено, что наибольшее влияние на температуру металла имеют коэффициенты лучистого теплообмена. Для математических моделей с более сложной структурой влияния коэффициентов теплообмена на температуру нагреваемых тел чувствительность выходных координат к одним и тем же параметрам ниже, чем для более простых моделей.

*Подтверждение адекватности разработанной математической модели процессам непрерывной разливки стали*

Исследования по подтверждению адекватности математической модели проведены с использованием реальных данных из практики эксплуатации сортовой МНЛЗ ОАО «Кураховская-Электросталь». Данная МНЛЗ производства фирмы STB имеет следующие характеристики: длина кристаллизатора – 0,75 м; радиус загиба – 5 м; длина 1-го сектора – 0,28 м; длина 2-го сектора – 1,5 м; длина 3-го сектора – 3,04 м.

Сущность процедуры заключается в сравнении результатов численных экспериментов по определению температуры точек на поверхности формирующейся заготовки с соответствующими результатами замеров.

Выбирая точки на поверхности заготовки, для которых можно с наименьшей погрешностью провести измерения температуры при помощи пирометров, была проанализирована возможность и целесообразность проведения измерений в ЗВО и в зоне свободного охлаждения.

Необходимо выделить следующие основные особенности проведения температурных измерений в ЗВО:

- при значительном расстоянии от прибора до измеряемой поверхности невозможно забывать про рассеивающее влияние заслоны водяного тумана (выбирая длину волны прибора можно устранить влияния поглощения излучения паром, но названное соображение неустранимо). Поэтому на практике при измерении температур в ЗВО используются стационарные приборы, установленные на расстоянии нескольких сантиметров от

поверхности заготовки вразрез между коллекторами ЗВО, причем пространство между объективом и заготовкой продувается сжатым воздухом для его охлаждения и очищения измерительного пространства;

- ввиду высоких значений температурного градиента между точками на поверхности заготовки в ЗВО погрешность идентификации точек будет существенна (что практически исключено при использовании стационарных проборов) и приведет к вольному интерпретированию результатов.

Особенности проведения замеров в зоне свободного охлаждения на воздухе:

- для замеров доступны только боковые грани крайних заготовок, однако при этом замеры можно произвести практически для любых точек на поверхности;
- существенное влияние на точность замеров может оказать наличие окалины на поверхности заготовки, однако для температурно-скоростных режимов, рассматриваемых в данной работе, интенсивное окалинообразование начинается только после ТПА;
- распределение температуры по поверхности заготовки в зоне свободного охлаждения характеризуется существенно меньшими значениями температурных градиентов между соседними точками, чем в ЗВО, что уменьшает влияние погрешности идентификации точек при последующем сопоставлении расчетных и экспериментальных данных.

Для исследования выбраны точки, лежащие в середине боковых наружных граней заготовок первого и третьего ручьев. Расстояние от мениска металла в кристаллизаторе до выбранных точек, отсчитанное вдоль радиальной оси заготовки составляет 6160 мм (участок в области зоны свободного охлаждения заготовки на воздухе, рис. 2.7).

Для измерения температуры выбран инфракрасный пирометр Cyclops 152 (класс точности 0,5). Степень черноты

поверхности заготовки, формирующейся в зоне свободного охлаждения, принята равной 0,86 для рабочих длин волн (эта величина соответствует рекомендациям фирмы-производителя MINOLTA).

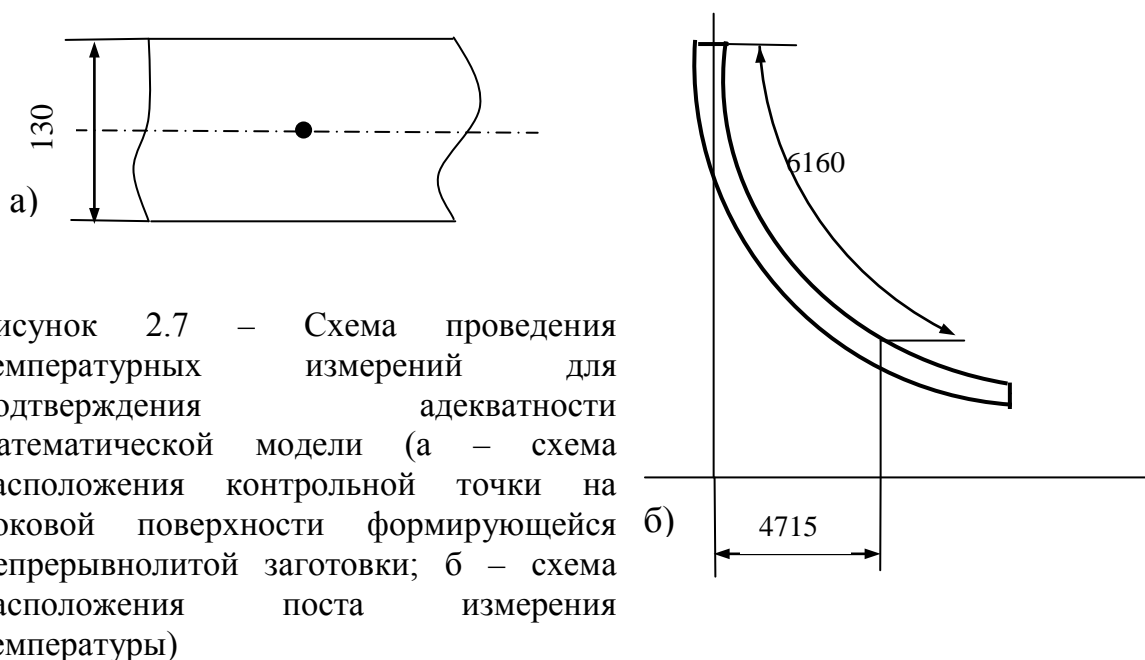


Рисунок 2.7 – Схема проведения температурных измерений для подтверждения адекватности математической модели (а – схема расположения контрольной точки на боковой поверхности формирующейся непрерывнолитой заготовки; б – схема расположения поста измерения температуры)

В результате замеров и моделирования температуры выбранных точек при разливке заготовок сечением 130x130мм (марка стали Ст5 сп) установлено:

Для 1-го ручья: скорость 2,37 м/мин, доверительный интервал по результатам серии замеров  $1130 \pm 8$  °С, расчет 1131 °С;

Для 3-го ручья: скорость 2,35 м/мин, доверительный интервал по результатам серии замеров  $1140 \pm 8$  °С, расчет 1130 °С.

При этом в первом случае интенсивность охлаждения по секторам составляла 155/239/210 л/мин; во втором случае 156/262/200 л/мин.

Полученный уровень соответствия экспериментальных данных и результатов по модели (относительная погрешность не превышает 1,5%) говорит о достаточной точности вычислений,

которая соответствует характеристикам современных моделей непрерывной разливки стали, известным из литературных источников [9, 16].

Также аналогичные исследования были проведены для МНЛЗ ЗАО «ММЗ «ИСТИЛ (УКРАИНА)» (сейчас ЗАО «ДЭМЗ»). Выбраны следующие условия для проведения эксперимента. Марка стали – Ст5сп; сечение заготовки – 130x130 мм; скорость разливки – 3,2 м/мин.

Сечения заготовки, для поверхности которых проводились измерения, выбраны на расстоянии 8500, 10250 и 12000 мм от мениска (расстояния отсчитаны вдоль радиальной оси заготовки). В каждом сечении выделено по две точки: по одной в серединах граней и по одной на расстоянии 30 мм от ребра (рис. 2.8). Сопоставление доверительных интервалов от результатов замеров для каждой точки с результатами численных экспериментов представлено в табл. 2.2.

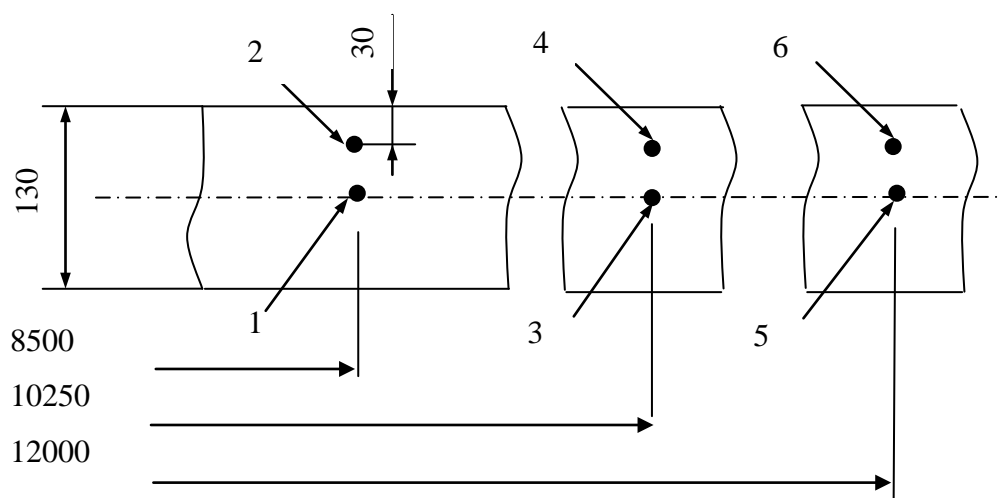


Рисунок 2.8 – Схема расположения выбранных точек для измерения температуры поверхности

Также проанализирован накопленный на МНЛЗ ЗАО «ММЗ «ИСТИЛ (УКРАИНА)» экспериментальный материал о геометрии чулков от прорывов заготовок под кристаллизатором. Результаты усреднения имеющихся экспериментальных данных о динамике затвердевания заготовок сечением 130x130 мм, для диапазона скоростей 3,0-3,5 м/мин представлены в табл. 2.3.

Для проведения численных экспериментов по изучению динамики затвердевания взяты следующие исходные данные из практики высокоскоростной шестиручьевого МНЛЗ: марка стали Ст5сп; сечение заготовки 130x130 мм; скорость разливки 3,2 м/мин; температура металла в проковше 1518°C; расход первичной воды 105 м<sup>3</sup>/ч.

Таблица 2.2 – Данные о проведении эксперимента по обоснованию адекватности математической модели

№ эксп	Условия проведения эксперимента				Результаты измерений и расчетов t, °С					
	Расход первичной воды м <sup>3</sup> /ч	Расход воды на 1-ый сектор, л/мин	Расход воды на 2-ой сектор, л/мин	Расход воды на 3-ий сектор, л/мин	1-ый пост		2-ой пост		3-ий пост	
					1	2	3	4	5	6
1	100	120	220	200	1090±8* (1093)	1070±8 (1068)	1115±8 (1125)	1075±8 (1072)	1110±8 (1120)	1073±8 (1070)
2	100	150	240	220	1086±8 (1090)	1065±8 (1062)	1107±8 (1110)	1072±8 (1070)	1103±8 (1110)	1068±8 (1065)
3	100	180	250	290	1071±8 (1073)	1060±8 (1055)	1087±8 (1092)	1061±8 (1060)	1081±8 (1085)	1062±8 (1058)

\* диапазон температур, приведенный сверху, соответствует доверительному интервалу для математического ожидания, определенному по результатам пяти измерений, значение в скобках является результатом численного эксперимента.

Расчетное изменение толщины корки в пределах кристаллизатора, полученное с использованием приведенных выше исходных данных, с достаточной точностью (максимальная абсолютная величина расхождения не превышает 1мм) соответствует экспериментальным данным, представленным в табл. 2.3. Измерение толщины чулков от прорывов проведено при

помощи штангенциркуля с максимальной абсолютной погрешностью  $\pm 0,1$  мм.

Таблица 2.3 – Экспериментальные данные о динамике затвердевания непрерывнолитых заготовок сечением 130x130мм

$\tau$ , с	3	6	9	12	15
$\delta$ , мм	6,2	9,3	11,5	13,3	15,1

*Пример подтверждения адекватности математической модели для технологии нагрева заготовок в печах*

В качестве примера процедуры подтверждения адекватности математической модели тепловой обработки заготовок рассмотрен случай нагрева заготовок под ковку в современных печах камерного типа ПАО «НКМЗ». Начальная настройка математической модели проводилась на основании значений приведенных коэффициентов излучения, определенных при помощи соответствующих зависимостей из аналитической методики для исходных данных, приведенных ниже.

Исходные данные для моделирования

*Характеристики камеры печи:*

Площадь кладки  $F_{\text{кл}}=94 \text{ м}^2$ ;

Объем камеры печи  $V_{\text{к}}=240 \text{ м}^3$ ;

Толщина футеровки из керамоволокна  $S=0.2 \text{ м}$ ;

Коэффициент теплопроводности материала футеровки  $\lambda=0.1 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$ .

*Характеристики нагреваемых заготовок:*

Число заготовок  $n=6$ ;

Диаметр заготовок  $d=1.0 \text{ м}$ ;

Длина заготовок  $l=6 \text{ м}$ ;

Марка стали 20;

Заданная температура нагрева  $1225^\circ\text{C}$ .

*Характеристики топлива и его сжигания*

Топливо природный газ 35800 кДж/м<sup>3</sup>;

Коэффициент расхода воздуха  $\alpha=1,13$ ;

Выход продуктов сгорания с единицы топлива 12 м<sup>3</sup>/м<sup>3</sup>;

Коэффициент рекуперации  $k_r=0.3$ .

*Особенности технологии нагрева:*

Нагрев осуществляется в двух периодах: 1-ый с постоянным потоком, 2-ой с постоянной температурой печи;

Начальная плотность теплового потока  $q_{нач}=78110$  Вт/м<sup>2</sup>.

В результате проведения численного эксперимента при помощи математической модели и сопоставления полученных результатов с практическими параметрами реализации данной стандартной операции тепловой обработки установлено, что расчетное время нагрева составляет 10,6 ч, на практике этот промежуток времени находится в интервале 10,1..11 ч. Таким образом, расхождение расчетного и реального времени тепловой обработки отличается на величину не более 5%, соответствие расчетного и реального расходов газа находится в пределах той же погрешности.

О достижении заданного теплового состояния заготовки на практике судим по двум показателям: контроль температуры поверхности при выдаче и нагрузка на прессе при обработке давлением (дает интегральное представление о тепловом состоянии металла).

Полученное при помощи математической модели изменение температурного поля заготовок в течение нагрева продолжительностью 10,6 ч представлено на рис. 2.9. Кривые 1 и 2 описывают изменение температур поверхности и центра заготовок соответственно; кривые, лежащие между ними, соответствуют слоям, расположенным через каждый 56мм.

Возможно использование более углубленных процедур подтверждения адекватности математических моделей, при которых контролируется изменение температуры конкретных



точек на поверхности тел, подвергающихся тепловой обработке, или в их массиве.

*Общие подходы к подстройке модели непрерывной разливки стали и тепловой обработки заготовок*

Вопрос о влиянии упрощений при задании условий однозначности или ошибок при реализации этой процедуры на результаты моделирования в значительной мере решается на стадии разработки математической модели при задании условий однозначности за счет анализа опыта других исследователей и, если необходимо, при помощи метода начальной настройки. Так, в Приложении В представлены результаты использования разработанной математической модели для оптимизации процедуры задания граничных условий на поверхности непрерывнолитой заготовки, формирующейся в зоне вторичного охлаждения.

В случае существенного рассогласования между результатами моделирования и практическими данными о параметрах реализации технологии тепловой обработки металла после устранения всех возможных ошибок на стадии создания модели необходимо прибегнуть к методу подстройки.

Реализация подстройки математической модели может осуществляться в динамическом (оперативном режиме), например, по методу стохастической аппроксимации. Реализация этого метода для оперативной подстройки математической модели нагрева заготовок в методической печи детально проанализирована в работе [9].

Автор полагает, что подстройку модели можно проводить и в упрощенном варианте (приближенном к статическому), когда единократно на основании разницы определенных при помощи численного эксперимента и замеренных на натурном объекте величин уточняются значения параметров, входящих в граничные условия. При этом вместо стохастической аппроксимации можно прибегнуть к методу «прострела», когда,

перебирая с определенным шагом значения параметров граничных условий в различных комбинациях, достигается совпадение расчетных и экспериментальных данных в пределах заданной погрешности.

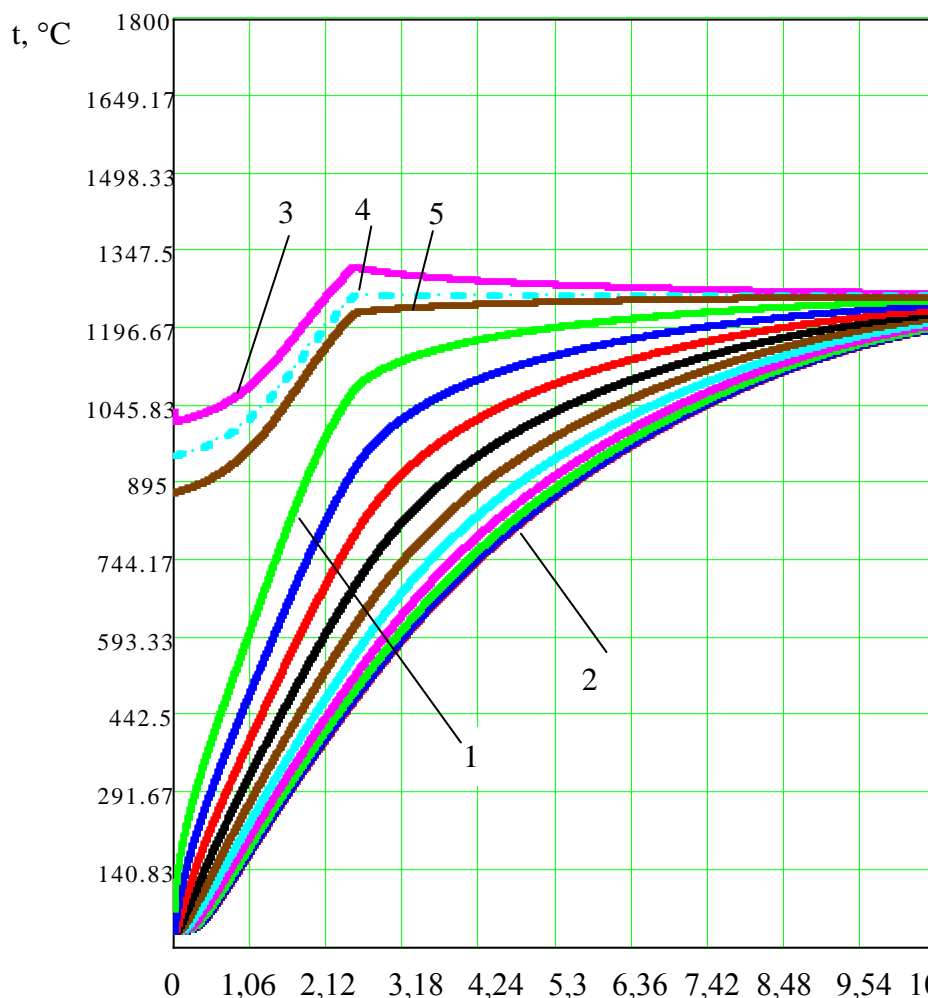


Рисунок 2.9 – Результаты расчета температурного поля металла в течение нагрева (1 – температура поверхности заготовок; 2 – температура центра заготовок; 3 – температура дыма, 4 – температура печи; 5 – температура кладки)

Затем несколько раз производится сверка результатов численных экспериментов с результатами замеров для других режимных параметров технологии тепловой обработки заготовок. В случае соответствия расчетных и экспериментальных данных в пределах заданной погрешности для ряда характерных режимов работы процедура подстройки считается завершенной.

### *Оперативная подстройка модели для непрерывной разливки стали*

Процедуру подстройки граничных условий теплообмена для формирующейся непрерывнолитой заготовки необходимо проводить последовательно для каждого участка технологической оси по ходу движения заготовки. На первом этапе это позволит уточнить задание граничных условий в кристаллизаторе, а затем в каждом из секторов ЗВО. Для реализации такого метода необходим замер температуры поверхности заготовки на выходе из кристаллизатора (если для конкретной МНЛЗ будет получена возможность достоверной реализации такого замера), а затем после каждого из секторов. Такие замеры реализуются при помощи пирометров. Более подробно вопросы замеров температуры поверхности формирующейся непрерывнолитой заготовки и подстройки математической модели рассмотрены в главе, посвященной изучению тепловых аспектов непрерывной разливки стали.

#### 2.10 Применение метода математического моделирования для исследования и оптимизации тепловых параметров технологий непрерывной разливки стали и тепловой обработки заготовок

##### *Изучение температурных возмущений в массиве металла при разливке стали и тепловой обработке заготовок*

Данный вопрос важен с теоретической и практической точек зрения для определения предельно допустимых уровней отклонения тепловых параметров формирующихся либо подвергающихся тепловой обработке заготовок от нормы. Известны попытки решения этой задачи при помощи аналитических методов [189]. В данной работе в качестве основного инструмента используется разработанная

математическая модель разливки стали и тепловой обработки заготовок.

Сущность предложенного метода заключается в том, что для всех характерных поверхностей тела (граней расчетного сечения) задаются базовые величины итоговых коэффициентов теплоотдачи и температуры контактирующих теплообменивающихся сред, а для одной из поверхностей или граней в определенный момент времени задаются аномальные значения (тот уровень отклонения параметров теплообмена, который исследуется) коэффициента теплоотдачи или температуры среды [190]. Далее при помощи математической модели тепловой обработки рассчитывается температурное поле всего тела или рассматриваемого температурного сечения. Вводится плоскость симметрии тела или ось симметрии тела, по разные стороны которой возникла несимметричность теплового поля. Температуры симметричных точек тела, лежащих по разные стороны плоскости (оси) симметрии, вычитаются друг из друга и на основании этой разницы выносятся суждения о возникшей несимметричности теплового поля.

Ниже приведен пример использования предложенной методики для исследования влияния отклонений работы ЗВО на температурное поле всего массива формирующейся непрерывнолитой сортовой заготовки и определения скорости распространения температурных возмущений в корочке заготовки.

При задании граничных условий теплообмена на поверхности заготовки предполагалось равномерное распределение интенсивности теплоотдачи в пределах характерных участков технологической оси (кристаллизатор, 1-ый сектор ЗВО, 2-ой сектор ЗВО, 3-ий сектор ЗВО, зона свободного охлаждения заготовки на воздухе).

Для проведения численных экспериментов приняты следующие основные исходные данные. Марка стали – 20,

скорость разливки – 3,2 м/мин, сечение заготовки 130x130 мм. Базовое распределение интенсивности охлаждения: кристаллизатор – 1800 Вт/(м<sup>2</sup>·К), 1-ый сектор ЗВО – 1300 Вт/(м<sup>2</sup>·К), 2-ой сектор ЗВО – 800 Вт/(м<sup>2</sup>·К), 3-ий сектор ЗВО – 500 Вт/(м<sup>2</sup>·К), зона свободного охлаждения – 230 Вт/(м<sup>2</sup>·К).

Активная длина кристаллизатора 0,9м, длины секторов ЗВО 0,4; 2,05 и 4,0 м соответственно.

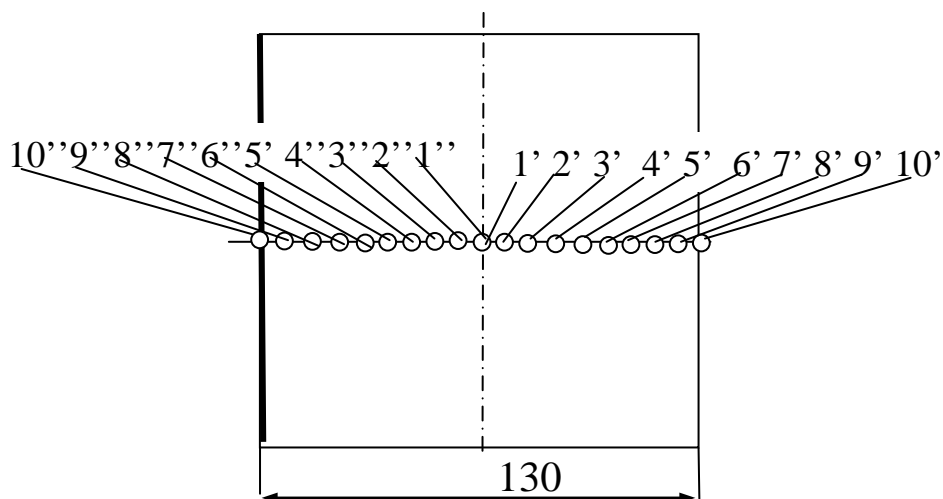


Рисунок 2.10 – Схема нанесения изучаемых точек на расчетное сечение

Для трех граней заготовки: верхней, правой и нижней задавалось базовое распределение коэффициентов теплоотдачи вдоль технологической оси, а для левой грани в пределах одного из секторов ЗВО задавалось уменьшенное значение коэффициента теплоотдачи. В результате проведения численных экспериментов определялось температурное поле заготовки. После чего для каждого расчетного момента времени производилось вычитание температур точек, симметричных относительно вертикальной оси поперечного сечения заготовки (10''-10', 9''-9'... 1''-1') (рис. 2.10). Таким образом, было получено изменение перепада температур между симметричными точками, лежащими в районе граней с разной интенсивностью охлаждения.

Для исследования проведено 9 численных экспериментов, по три из них соответствовали отклонениям в работе ЗВО 1-го, 2-

го и 3-го секторов соответственно. Схема задания распределения коэффициентов теплоотдачи для различных опытов представлена в табл. 2.4. На рис. 2.11 представлено изменение перепада между температурами симметричных точек, лежащих в районе правой и левой граней, полученное в опыте №6. Колебательные элементы кривых 4-9, возникают из-за того, что в районе граней с различной интенсивностью охлаждения несколько отличается скорость продвижения фронтов затвердевания и, вероятно, являются чисто расчетным эффектом.

Таблица 2.4 – Схема задания коэффициентов теплоотдачи для проведения численных экспериментов

Участок оси	Значение коэффициента теплоотдачи от поверхности заготовки, Вт/(м <sup>2</sup> ·К) для экспериментов								
	1	2	3	4	5	6	7	8	9
Кристаллизатор	1800	1800	1800	1800	1800	1800	1800	1800	1800
1-ый сектор ЗВО	<u>1300</u> 1100*	<u>1300</u> 900	<u>1300</u> 700	1300	1300	1300	1300	1300	1300
2-ой сектор ЗВО	800	800	800	<u>800</u> 700	<u>800</u> 600	<u>800</u> 500	800	800	800
3-ий сектор ЗВО	500	500	500	500	500	500	<u>500</u> 400	<u>500</u> 300	<u>500</u> 200

\* в случае, когда указано два значения разделенных горизонтальной чертой, верхнее соответствует базовому значению коэффициента теплоотдачи для рассматриваемого участка, нижнее – ослабленному значению, влияние которого на температурное поле необходимо исследовать.

Представление об истинной разнице температур дают усредненные кривые. Обобщение результатов всех девяти численных экспериментов представлено в табл. 2.5. Для ответа на вопрос о скорости распространения тепловых возмущений в корочке непрерывнолитой заготовки построена зависимость достижения тепловой волной конкретных узлов сетки. Первый

момент, в который значение перепада для конкретной пары симметричных точек принимает значение большее нуля, считается моментом достижения тепловой волной глубины, на которой лежат узлы рассматриваемых точек.

Таблица 2.5 – Систематизация исследований по влиянию отклонений работы ЗВО на температурное поле заготовки

Сектор, в котором возникло возмущение	№ опыта	Максимальное повышение температуры поверхности, °С	Максимальное остаточное превышение температуры, °С *	Минимальное остаточное превышение температуры, °С	Среднее остаточное повышение температуры, °С
1	1	42	2	2	2
	2	91	5	5	5
	3	153	7	7	7
2	4	41	5	5	5
	5	91	12	12	12
	6	147	17	17	17
3	7	60	20	7	13.5
	8	133	44	27	35.5
	9	220	75	45	60

\* под остаточным превышением температуры здесь и далее подразумевается превышение температуры точек в области грани, на которой произошло возмущение в работе ЗВО, по сравнению с температурами симметричных точек, лежащих в районе противоположной грани, подвергающейся охлаждению с базовой интенсивностью, на отметке оси 11,5 м .

Известно, что при нагреве изделий по режиму с постоянным тепловым потоком, время достижения тепловой волной некоторой глубины  $\delta$  равно:

$$\tau' = \frac{\delta^2}{k \cdot a},$$

где  $a$  – коэффициент температуропроводности материала образца,  $\text{м}^2/\text{с}$ ;

$k$  – коэффициент формы (для плиты 6, для цилиндра 8, для шара –10).

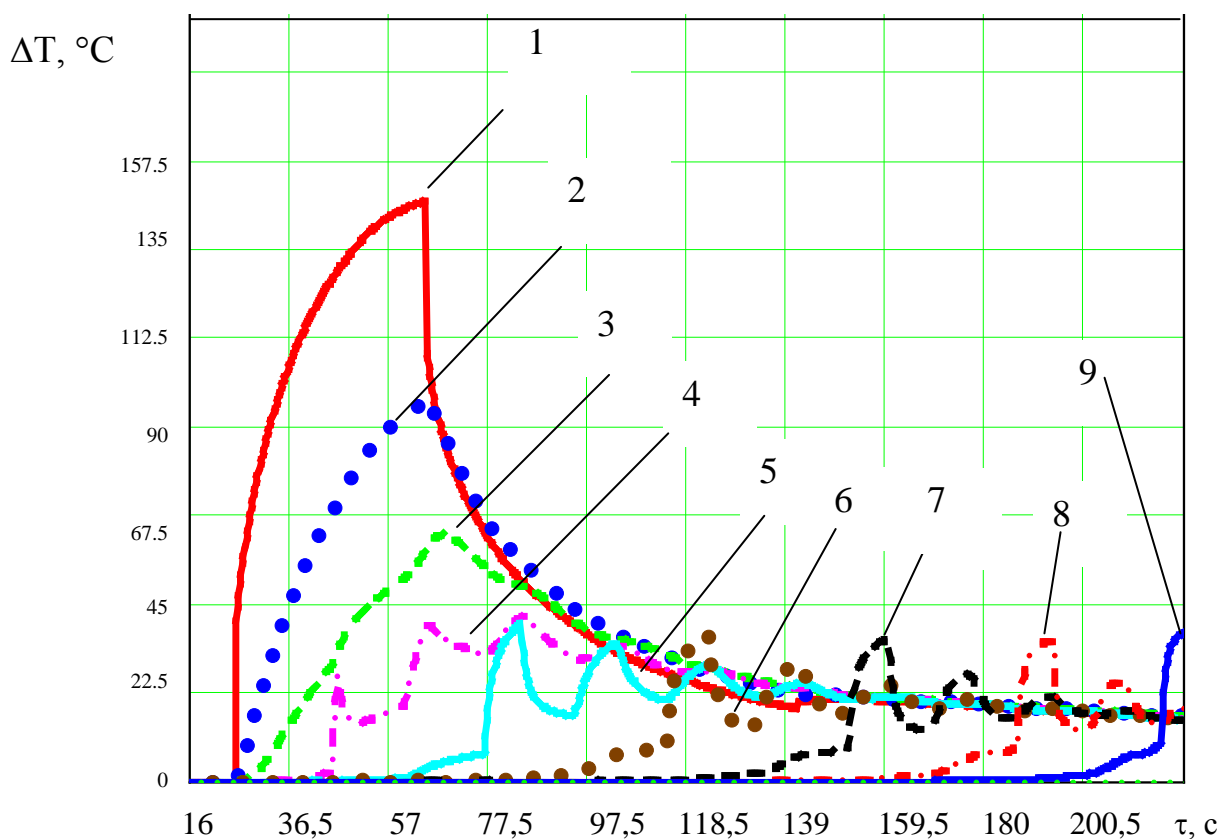


Рисунок 2.11 – Изменение разности температур симметричных точек, лежащих в районе граней с различной интенсивностью охлаждения ( 1-  $T1'-T1''$ , 2-  $T2'-T2''$ , 3-  $T3'-T3''$ , 4-  $T4'-T4''$ , 5-  $T5'-T5''$ , 6-  $T6'-T6''$ , 7-  $T7'-T7''$ , 8-  $T8'-T8''$ , 9-  $T9'-T9''$ )

Применительно к рассматриваемой задаче была также сделана попытка установления квадратичной зависимости для скорости распространения тепловых возмущений. Однако реальные кривые, полученные на основании обработки результатов численных экспериментов, не могут в полной мере быть описаны подобной квадратичной зависимостью с постоянным коэффициентом формы. В то же время анализ размерности показывает, что для описания процесса должна быть



использована именно квадратичная зависимость. То есть коэффициент формы является переменной величиной.

Попытка максимального сближения семейства расчетных кривых и квадратичной кривой с постоянным коэффициентом формы позволили предложить следующие уравнения, для описания распространения тепловой волны в массиве сортовой заготовки при возмущении, возникшем в 1-ом, 2-ом, 3-ем секторах ЗВО соответственно:

$$\tau = \frac{\delta^2}{3.5 \cdot a}; \quad (2.36)$$

$$\tau = \frac{\delta^2}{3.6 \cdot a}; \quad (2.37)$$

$$\tau = \frac{\delta^2}{5.0 \cdot a}. \quad (2.38)$$

На рис. 2.12 результаты численных экспериментов сопоставлены с предложенными выше аналитическими кривыми.

Таким образом, в рамках проиллюстрированного примера по методу изучения тепловых возмущений в массиве металла для случая непрерывной разливки стали в сортовые заготовки, можно сделать следующие выводы:

– получены расчетные данные о величине температурных возмущений в массиве непрерывнолитой сортовой заготовки для некоторых случаев несимметричного охлаждения поверхности заготовки в ЗВО. Это дает возможность прогнозировать температурное состояние заготовки при работе в нештатных ситуациях такого рода и принимать решение о возможности продолжения разливки или необходимости ее остановки из-за возникновения недопустимо больших для разливаемой марки стали перекосов температуры;

– получены данные о скорости распространения тепловых возмущений в массиве непрерывнолитой сортовой заготовки, что

дает возможность оценки глубины их проникновения для конкретных технологических ситуаций.

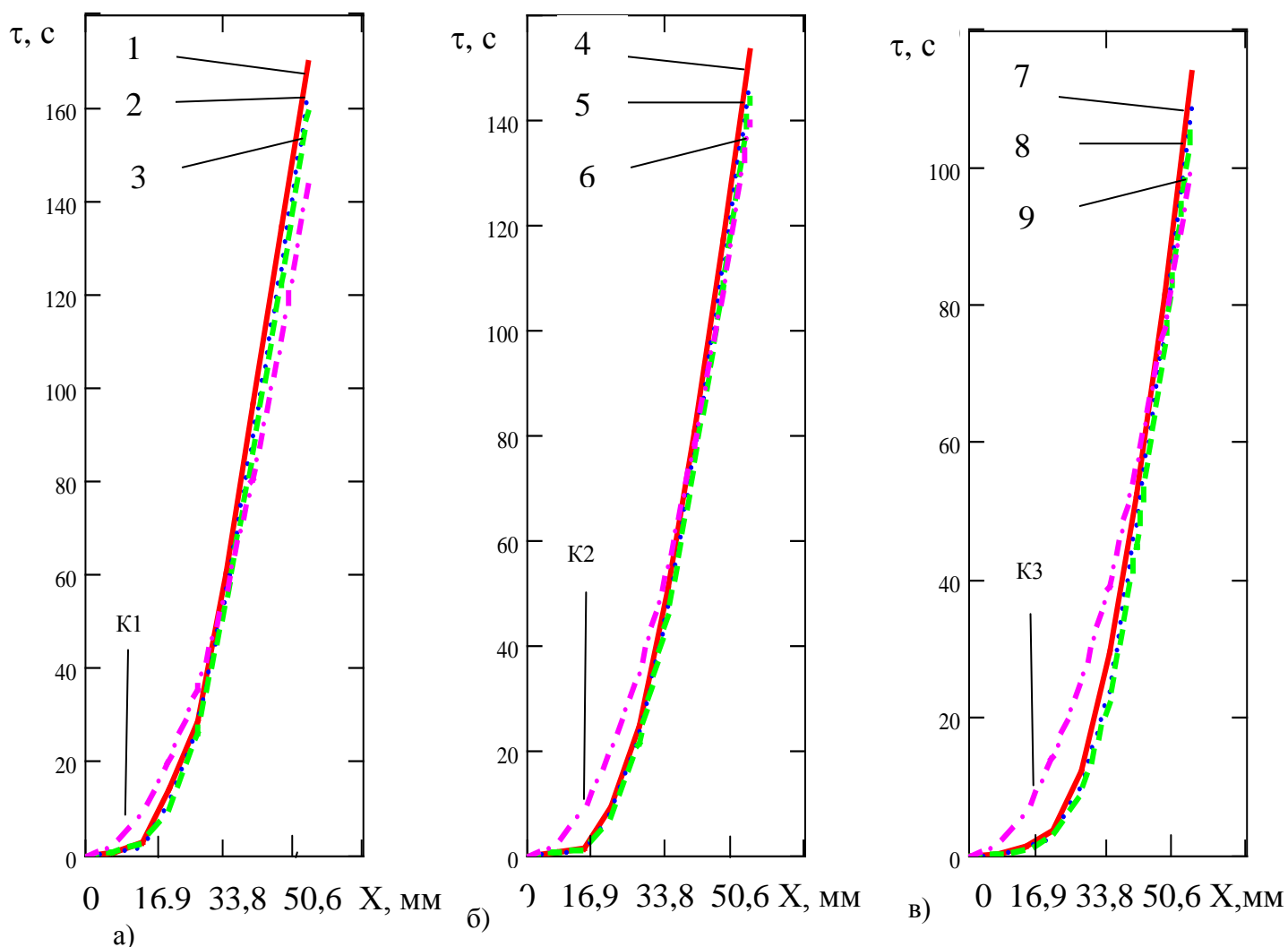


Рисунок 2.12 – Зависимость времени распространения теплового возмущения от глубины залегания рассматриваемого слоя (а – для теплового возмущения в 1-ом секторе ЗВО, б – во 2-ом секторе ЗВО; в – в третьем секторе ЗВО; 1, 2, 3... 9 – кривые соответствующие численным экспериментам с аналогичными номерами; К1, К2, К3 – кривые, описывающие темп распространения теплового возмущения для серий экспериментов с возмущением в 1-ом, 2-ом и 3-ем секторах (построены на основании зависимостей (2.36), (2.37), (2.38) соответственно)

*Создание метода для углубленного анализа температурного поля металла при разливке стали и тепловой обработке заготовок*

Как известно из прикладной механики, для образования трещины в материале необходимо, чтобы в какой-либо области тела имело место хотя бы одно из соотношений [106]:

$$\sigma > \sigma_{доп}; \quad \varepsilon > \varepsilon_{доп}; \quad \dot{\varepsilon} > \dot{\varepsilon}_{доп},$$

где  $\sigma$ ,  $\varepsilon$ ,  $\dot{\varepsilon}$  – текущие значения напряжения, деформации или скорости деформации для какой-либо области тела, определенные на основе анализа его напряженно-деформированного состояния;

$\sigma_{доп}$ ,  $\varepsilon_{доп}$ ,  $\dot{\varepsilon}_{доп}$  – допустимые значения напряжения, деформации или скорости деформации для какой-либо области тела, определенные для заданного химического состава и локальной температуры.

Все названные величины (напряжение, деформация и скорость деформации) определяются не только распределением температур в рассматриваемом сечении в определенный момент времени (соответственно и полем температурного градиента), но и темпом изменения температуры. Так, еще на начальных этапах формирования представлений о непрерывной разливке стали в работе [51] была высказана идея о том, что для минимизации термических напряжений в корочке формирующейся непрерывнолитой заготовки необходимо так организовывать работу вторичного охлаждения, чтобы выполнялось соотношение:

$$\left. \frac{\partial t}{\partial \tau} \right|_{x=0} = \left. \frac{\partial t}{\partial \tau} \right|_{x=\xi},$$

где «0» - индекс, соответствующий поверхности заготовки;

« $\xi$ » – индекс, соответствующий границе расплава и фронта затвердевания металла, продвигающегося от рассматриваемой грани.

Для более глубокого анализа напряженно-деформированного состояния металла при разливке стали и тепловой обработке заготовок в данной работе предложено

определять не только температурное поле формирующейся заготовки, но и поле темпа изменения температуры. То есть с точки зрения высшей математики речь идет об определении поля величин  $\frac{\partial t}{\partial \tau}$ .

Найденное поле температур изучаемого тела является исходным материалом для определения поля темпа изменения температуры. Для любой точки, лежащей в области, определяемой геометрическими условиями, темп изменения температуры (производная от температуры по времени) определяется следующим образом [191, 192]:

$$\left. \frac{\partial t}{\partial \tau} \right|_{j,k,l} = \frac{t_{j,k,l}^i - t_{j,k,l}^{i-1}}{\Delta \tau}, \quad (2.39)$$

где  $j, k, l$  – координаты узла, соответствующего изучаемой точке, в объеме рассматриваемого тела;

$i, i-1$  – рассматриваемый и предыдущий момент времени;

$\Delta \tau$  – шаг по времени.

Для иллюстрации эффективности такого метода проведен численный эксперимент по изучению формирования непрерывнолитой сортовой заготовки из марки стали 20 сечением 130x130 мм в полости кристаллизатора при скорости разливки 3,2 м/мин. Для всей поверхности контакта заготовки с внутренней полостью гильзы кристаллизатора значение коэффициента теплоотдачи при задании граничных условий третьего рода принято 1800 Вт/(м<sup>2</sup>·К).

На рис. 2.13 представлено температурное поле заготовки на расстоянии 900 мм от мениска металла в кристаллизаторе (момент выхода рассматриваемого сечения из кристаллизатора).

Область с черным заполнением соответствует жидкому металлу. Заметен некоторый изгиб (закругление) изотерм в районе углов заготовки, что, как известно, вызвано более интенсивным двухсторонним отводом тепла от этой области.

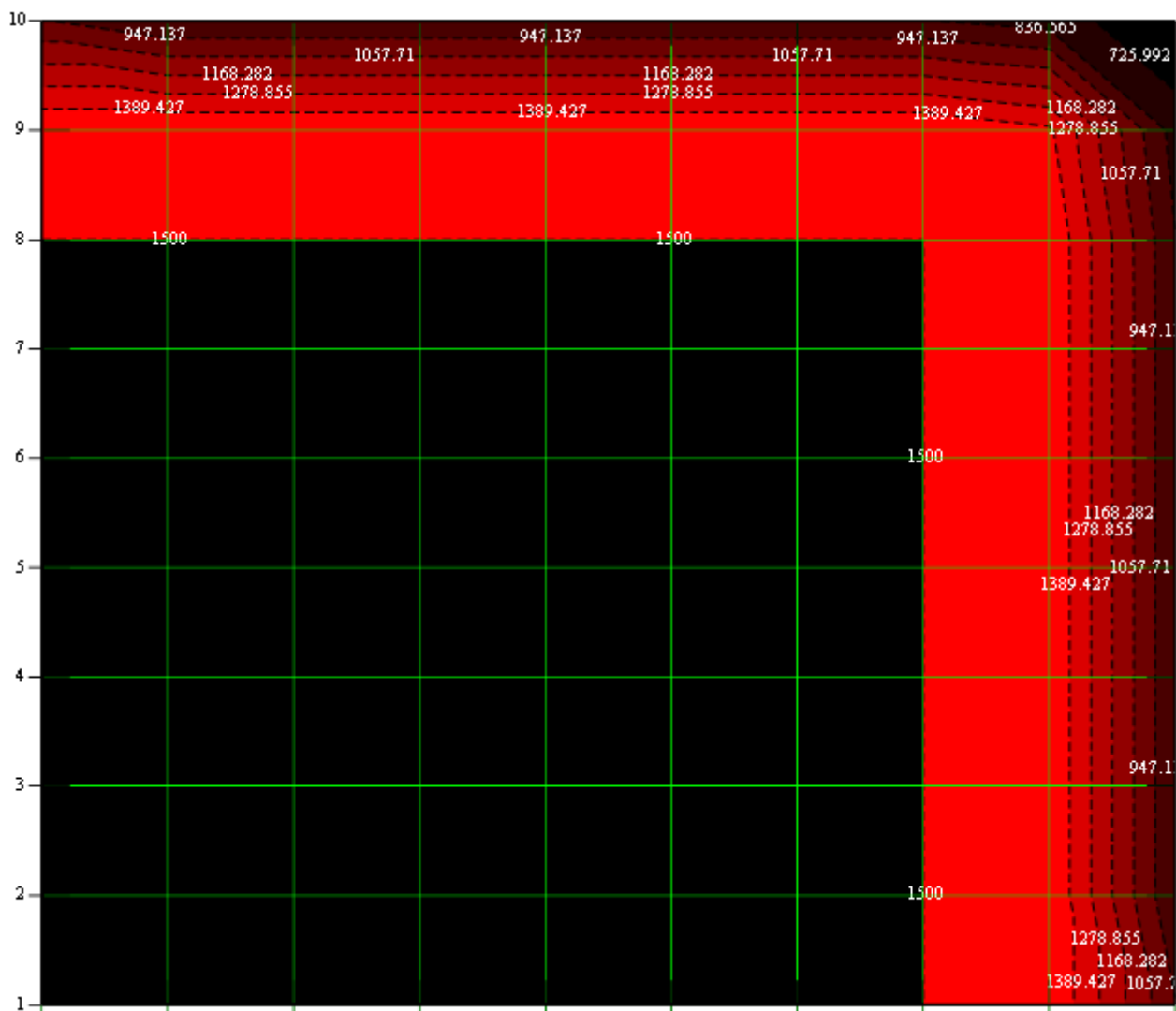


Рисунок 2.13 – Температурное поле четверти расчетного сечения заготовки сечением 130x130 мм из марки стали 20 на расстоянии 900 мм от мениска в кристаллизаторе (в момент выхода расчетного сечения из кристаллизатора), скорость разливки 3,2 м/мин

На рис. 2.14 представлено поле темпа изменения температуры в рассматриваемом сечении в момент его выхода из кристаллизатора. Область с черным заполнением соответствует жидкому металлу. Для подавляющей части массива металла рассматриваемого сечения заготовки величина темпа изменения температуры равномерно меняется от 0 °С/с на границе двухфазной области и жидкого металла до -10 °С/с на внешней границе корочки заготовки.

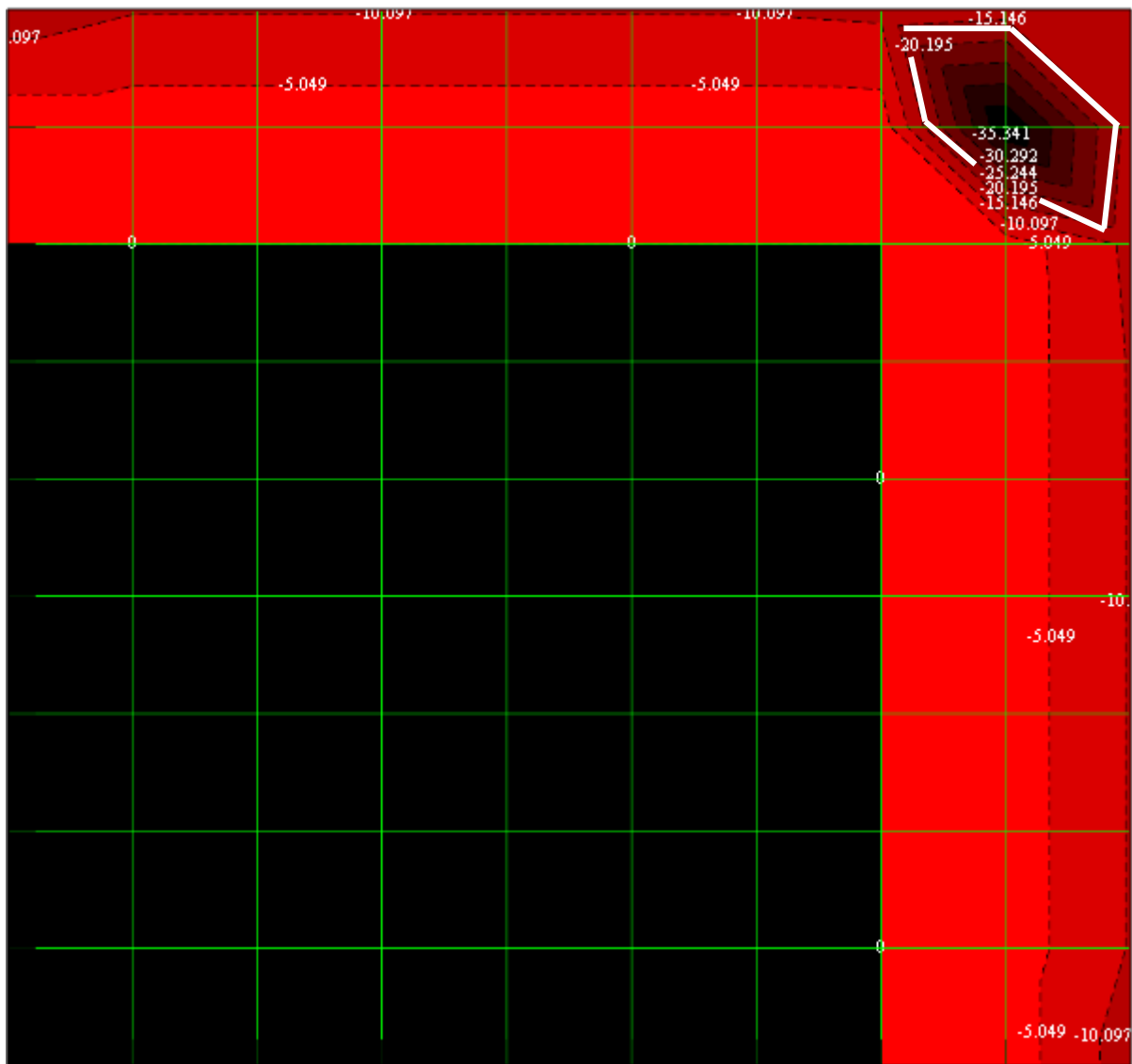


Рисунок 2.14 – Поле темпа изменения температуры четверти расчетного сечения заготовки из марки стали 20 сечением 130x130 мм на расстоянии 900 мм от мениска металла в кристаллизаторе (в момент выхода расчетного сечения из кристаллизатора), скорость разливки 3,2 м/мин

Однако в угловой части заготовки имеется область (она выделена белым контуром на рис. 2.14), в которой величина темпа изменения температуры достигает  $-35\text{ }^{\circ}\text{C/s}$ , что в три с половиной раза превышает максимальное ( $-10\text{ }^{\circ}\text{C/s}$ ) и в семь раз среднее ( $-5\text{ }^{\circ}\text{C/s}$ ) значение этой величины для основного массива металла.

То есть в угловой области расчетного сечения имеет место замкнутая область с повышенным темпом охлаждения. С точки

зрения прикладной механики, очевидно, что эта область является местом более вероятного образования трещин, чем какая-либо другая зона заготовки.

В атласах дефектов стали [193, 194] указывается, что образование продольных угловых трещин в кристаллизаторе является следствием неравномерного или чрезмерного охлаждения заготовки, чувствительной к трещинообразованию, в кристаллизаторе. Информация, представленная на рис. 2.14, согласуется с этим положением. Показано, что при прочих равных условиях темп охлаждения металла, в областях, прилегающих к его углам, в несколько раз превышает аналогичную величину для любого другого участка заготовки.

Как видим, рис. 2.14 дает информацию, позволяющую более глубоко судить о напряженно-деформированном состоянии заготовки и делать дополнительные выводы, которые не очевидны при рассмотрении температурного поля заготовки на рис. 2.13.

Предложенный метод может быть использован для оптимизации температурно-скоростного режима разлива заготовок в каждом конкретном случае. Критерием для выбора должно служить максимальное сглаживание неравномерности темпа снижения температуры в плоскости расчетного сечения заготовки.

Предложенный метод является эффективным средством предварительного анализа напряженно-деформированного состояния формирующейся непрерывнолитой заготовки. Его применение целесообразно не только при изучении формирования заготовки в кристаллизаторе, но и в зоне вторичного охлаждения, где может иметь место циклическая температурная нагрузка, связанная с локальными разогревами и «захолаживаниями» участков поверхности заготовки.

Также использование созданного метода проиллюстрировано на примере решения задачи изучения

теплового состояния непрерывнолитой заготовки в ЗВО. Для этого проведена серия численных экспериментов с использованием следующих исходных данных [195]. Марка стали 20, скорость разливки 3,2 м/мин, сечение заготовки 130x130 мм. Базовое распределение интенсивности охлаждения: кристаллизатор – 1800 Вт/(м<sup>2</sup>·К), 1-ый сектор ЗВО – 1300 Вт/(м<sup>2</sup>·К), 2-ой сектор ЗВО – 800 Вт/(м<sup>2</sup>·К), 3-ий сектор ЗВО – 500 Вт/(м<sup>2</sup>·К), зона свободного охлаждения – 230 Вт/(м<sup>2</sup>·К). Активная длина кристаллизатора 0,9 м, длины секторов ЗВО соответственно 0,4, 2,05 и 4 м.

Температурное поле определено для равномерной конечно-разностной сетки 37x37, вычисление поля темпа изменения температуры проводили только для элементов с нечетными номерами по вертикали и горизонтали (то есть для равномерной сетки 19x19).

Основой для анализа полученного в данной работе материала, описывающего темп изменения температуры, являются следующие положения:

– положительное значение темпа изменения температуры в какой-либо точке говорит о том, что в ней имеет место локальное повышение температуры во времени, связанное с тем, что к соответствующему этой точке микрообъему подводится больший тепловой поток, чем от него отводится;

– отрицательный знак темпа изменения температуры в какой-либо точке свидетельствует о локальном снижении температуры во времени из-за того, что от микрообъема, соответствующего этой точке, отводится больший тепловой поток, чем к нему подводится;

– равенство темпа изменения температуры нулю говорит о равенстве тепловых потоков, подводимых к рассматриваемому микрообъему и отводимых от него;



– анализ темпа изменения температуры проводится с учетом знака. Если эта величина равнялась, например,  $-5^{\circ}\text{C}/\text{с}$ , а приобрела значение  $-7^{\circ}\text{C}/\text{с}$ , то условно говорится о снижении величины темпа изменения температуры, хотя, очевидно, темп спада температуры увеличился;

– снижение величины темпа изменения температуры (с учетом знака) по направлению от фронта затвердевания к поверхности заготовки говорит о росте разницы между величинами подводимых и отводимых потоков (отводимые потоки все больше превышают подводимые) при переходе к каждому новому микрообъему в указанном направлении; в случае увеличения величины темпа изменения температуры имеем обратную ситуацию.

Результаты вычислений приведены на рис. 2.15-2.18.

На рис. 2.15 представлены кривые, описывающие темп изменения температуры по толщине заготовки (от середины любой из граней до центра заготовки) для моментов времени 4,7; 11,4; 16,4с, что соответствует продольным координатам, отсчитанным вдоль оси МНЛЗ от мениска 0,24; 0,59; 0,85 м (нахождение расчетного сечения в начале, середине и конце кристаллизатора).

Отрицательные значения темпа изменения температуры говорят о том, что температура металла уменьшается во времени. Причем в верхней части кристаллизатора темп изменения температуры уменьшается (скорость охлаждения увеличивается) по направлению к поверхности заготовки. По мере приближения расчетного сечения к середине кристаллизатора темп спада температуры выравнивается в наружной части толщины корки, что говорит об уменьшении величины теплового потока, отводимого от поверхности заготовки в кристаллизаторе. По мере приближения расчетного сечения к выходу из кристаллизатора названная выше тенденция уменьшения величины отводимого теплового потока приводит к тому, что темп изменения

температуры, продолжая уменьшаться по направлению от фронта затвердевания к поверхности, примерно в середине корочки начинает увеличиваться.

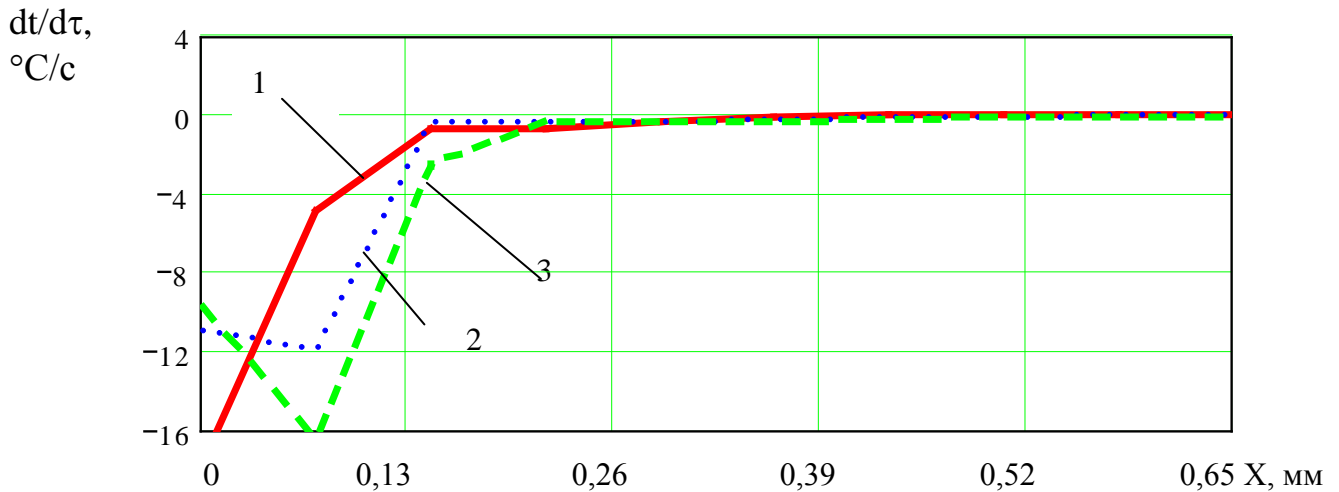


Рисунок 2.15 – Распределение темпа изменения температуры по толщине расчетного сечения непрерывнолитой заготовки, формирующейся в кристаллизаторе (1- для момента времени 4,7 с; 2 – 11,4 с; 3 – 16,4 с)

Снижение величины отводимого теплового потока определяется уменьшением температуры поверхности заготовки в кристаллизаторе, также влияние на эту закономерность может оказать спад величины коэффициента теплопередачи по длине кристаллизатора (в данной работе этот момент не учитывали, так как задано равномерное распределение коэффициентов теплоотдачи по поверхности заготовки в кристаллизаторе).

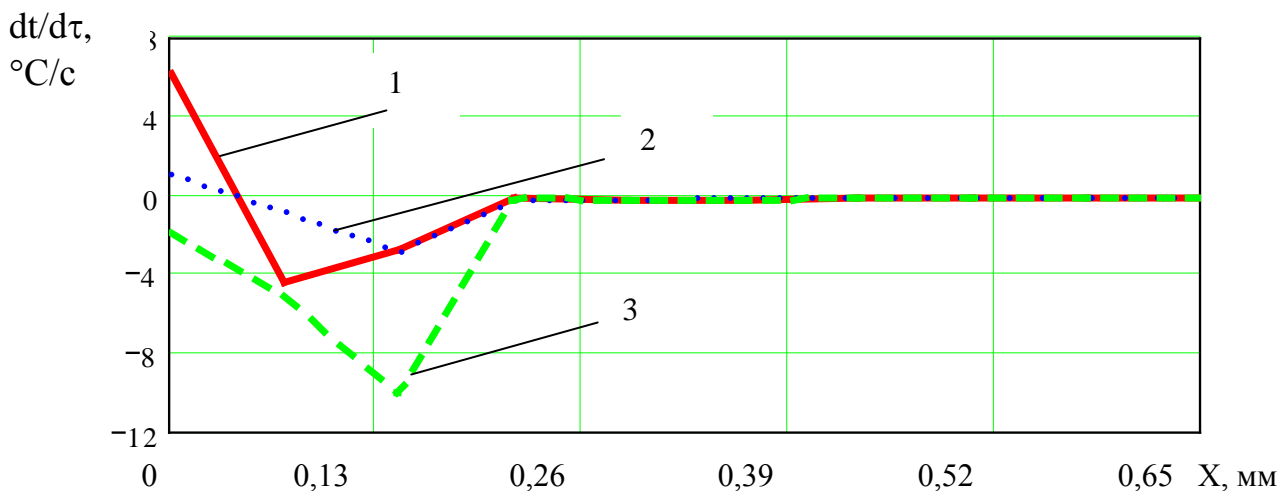


Рисунок 2.16 – Распределение темпа изменения температуры по толщине расчетного сечения непрерывнолитой заготовки, формирующейся в 1-ом секторе ЗВО (1- для момента времени 18,2 с; 2 – 21 с; 3 – 23,9 с)

Рис. 2.16 соответствует изучению темпа изменения температуры по толщине корочки для моментов времени 18,2; 21; 23,9 с, что соответствует координатам 0,94; 1,09; 1,24 м (нахождение расчетного сечения в начале, середине и конце 1-го сектора ЗВО).

Кривая 1 на рис. 2.16 показывает, что темп изменения температуры, последовательно уменьшаясь по направлению от фронта затвердевания к поверхности, не доходя треть толщины корочки до поверхности заготовки меняет знак и начинает увеличиваться, достигая значения 7 °С/с на поверхности заготовки. Этот «бросок» расчетной кривой описывает процесс разогрева корочки заготовки при выходе расчетного сечения из кристаллизатора, что вызвано уменьшением интенсивности охлаждения.

По мере движения расчетного сечения вдоль 1-го сектора ЗВО процесс охлаждения постепенно стабилизируется. И уже в конце сектора по всей толщине корочки заготовки темп изменения температуры имеет отрицательный знак. Интересен тот факт, что минимум находится не на поверхности заготовки, а в массиве корочки ближе к фронту затвердевания.

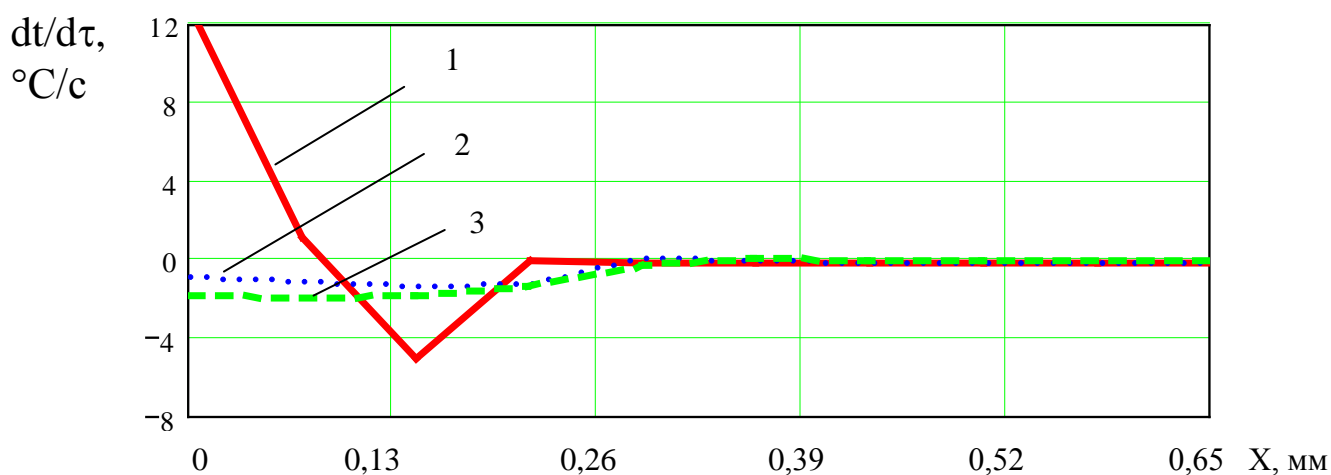


Рисунок 2.17 – Распределение темпа изменения температуры по толщине расчетного сечения непрерывнолитой заготовки, формирующейся во 2-ом секторе ЗВО (1- для момента времени 26 с; 2 –45,2 с; 3 –63,4 с)

На рис. 2.17 представлены кривые, описывающие темп изменения температуры по толщине корочки для моментов времени 26; 45,2; 63,4 с, что соответствует координатам 1,35; 2,35; 3,3 м (нахождение расчетного сечения в начале, середине и конце 2-го сектора ЗВО).

При переходе расчетного сечения из 1-го сектора во 2-ой имеет место разогрев корочки, о чем говорит поведение кривой 1 (аналогичное поведению одноименной кривой с рис. 2.16). По мере продвижения расчетного сечения вдоль 2-го сектора темп изменения температуры становится практически одинаковым по всей толщине корочки заготовки. Принято считать, что такая ситуация является наиболее благоприятной с точки зрения напряженно-деформированного состояния корочки заготовки [51].

Рис. 2.18 представляет темп изменения температуры по толщине корочки для моментов времени 66,3; 105,8; 140,1 с, что соответствует координатам 3,45; 5,5; 7,28 м (нахождение расчетного сечения в начале, середине и конце 3-го сектора ЗВО). Поведение кривых, представленных на этом рис., практически полностью соответствует одноименным кривым рис. 2.17. Отличия носят количественный характер.

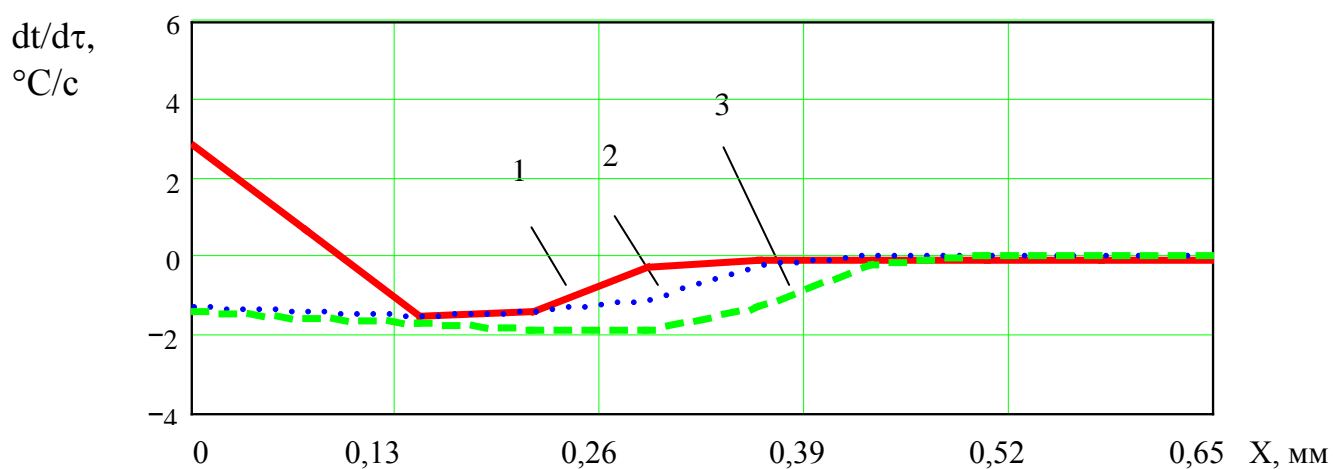


Рисунок 2.18 – Распределение темпа изменения температуры по толщине расчетного сечения непрерывнолитой заготовки, формирующейся в 3-ем секторе ЗВО (1- для момента времени 66,3 с; 2 –105,8 с; 3 –140,1 с)

Так, при переходе из 2-го в 3-ий сектор степень разогрева меньше, чем это имело место при переходе из 1-го во 2-ой сектор (эта ситуация определяется соотношением коэффициентов теплоотдачи в 1-ом, 2-ом и 3-ем секторах ЗВО соответственно  $\frac{\alpha^1}{\alpha^2} > \frac{\alpha^2}{\alpha^3}$ , отраженным в исходных данных и соответствующим реальным настройкам МНЛЗ).

Представленные на рис. 2.15 -2.18 данные и их анализ показывают целесообразность анализа влияния параметров охлаждения на динамику изменения температурного поля заготовки. Так, очевидно, что по мере совершенствования систем ЗВО «броски» температуры при переходе от сектора к сектору должны быть минимальными. Анализ темпа изменения температуры по толщине заготовки дает представление о ее напряженно-деформированном состоянии.

Для составления более полного представления о напряженно-деформированном состоянии формирующихся непрерывнолитых заготовок наряду с полем темпа изменения температуры целесообразно анализировать поле температурного градиента. При решении задач термоупругости и стационарном тепловом состоянии поле напряжений определяется именно температурным градиентом. Представление об изменении температурного градиента можно получить на основе визуального анализа кривых, описывающих изменение температуры по толщине заготовки в каждый момент времени, полученных при помощи математической модели. Однако точное поле этой величины должно быть определено на основании обработки температурного поля, с применением подхода, аналогичного тому, что был использован при составлении зависимости (2.39) – разница температур соседних узлов сетки относится к расстоянию между ними. При этом определяется

распределение проекций температурного градиента на оси симметрии поперечного сечения заготовки.

Необходимо также обратить внимание на тот факт, что темп изменения температуры пропорционален производной от температурного градиента. Поэтому на практике имеется возможность, определив на основании обработки данных о температурном состоянии корочки заготовки поле одной из этих величин, перейти путем использования конечно-разностных аналогов дифференцирования или интегрирования, к полю недостающей величины.

*Использование анализа темпа изменения температуры для изучения нагрева и охлаждения металла*

При анализе эффективности нагрева или охлаждения на практике используют такую величину как скорость изменения температуры металла, при этом предпочтение отдается единицам измерения  $^{\circ}\text{C}/\text{ч}$ . Однако нет единообразия подходов о том, изменение какой из температур следует отслеживать: (температуры поверхности или среднемассовой). Ведь в начальные периоды времени, особенно до прохождения инерционного периода, их отличие очень значительно. С этой точки зрения нахождение распределения темпа изменения температуры по сечению заготовки представляется особенно важным [126].

На рис. 2.19 представлена диаграмма темпа изменения температуры в массиве нагреваемого металла для тех же исходных данных, что были использованы в примере подтверждения адекватности математической модели. Анализ этой информации предоставляет две возможности:

– качественно оценить для каких моментов времени и слоев по толщине заготовки возникают наибольшие термические напряжения, предоставляет исходные данные для количественного расчета этих величин при помощи соответствующих зависимостей из прикладной механики;

– определить скорость нагрева различных слоев металла в любой произвольный момент времени.

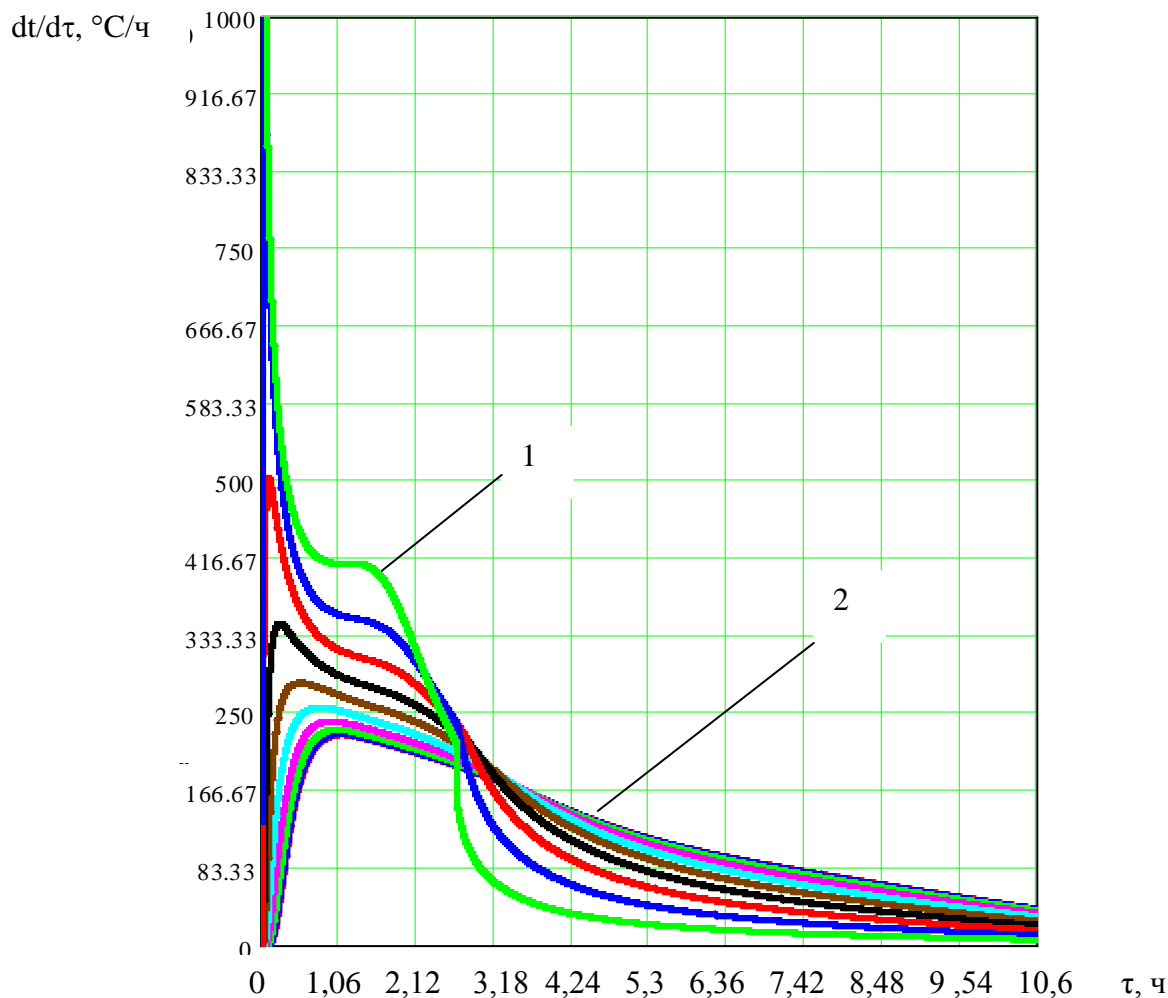


Рисунок 2.19 – Результаты расчета темпа изменения температурного поля материала в течение нагрева (1 – для поверхности заготовок; 2 – для центра заготовок)

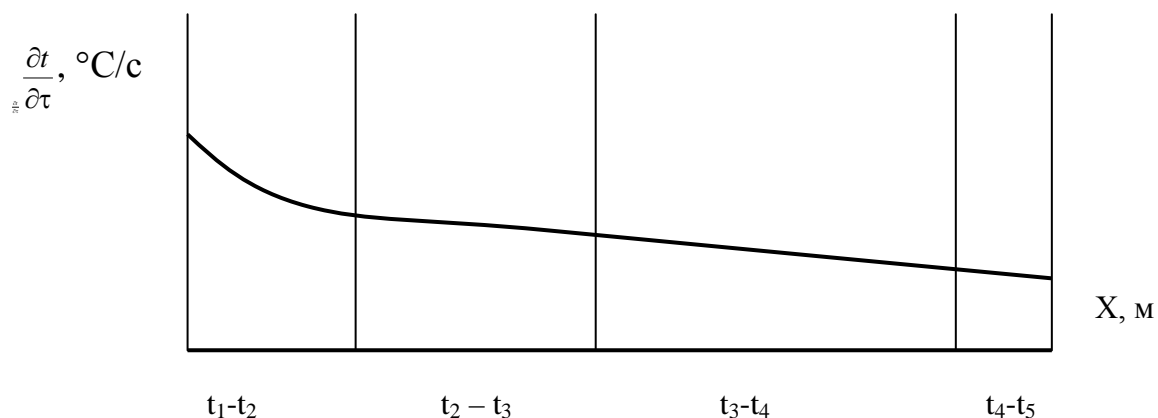


Рисунок 2.20 – Вид диаграммы темпа изменения температуры по толщине заготовки для некоторого момента времени с наложением характерных температурных диапазонов структурных преобразований

Дополнительная возможность использования темпа изменения температуры заключается в анализе влияния тепловых параметров нагрева и охлаждения на фазовые преобразования в массиве металла и, таким образом, может содержать основы целенаправленного управления микроструктурой. Так, известно, что характер и глубина преобразований зависят от скорости нагрева (охлаждения) в определенных температурных диапазонах. Получение совмещенной информации о поле температур и темпе изменения температур в расчетном сечении заготовки в конкретный момент позволят построить диаграмму, представленную на рис. 2.20. На ней условно для произвольного момента времени показан вид кривой, описывающей темп изменения температуры по толщине заготовки, и нанесено несколько характерных диапазонов структурных преобразований.

## 2.11 Выводы

Созданы основы построения единого математического комплекса для изучения тепловых процессов, протекающих при непрерывной разливке стали и тепловой обработке заготовок, базирующегося на решении дифференциального уравнения нестационарной теплопроводности и использовании сменных наборов условий однозначности, который характеризуется высокой скоростью вычислений, достигающей темпа реального времени, и безусловной устойчивостью алгоритма.

Для задания граничных условий теплообмена в кристаллизаторе и ЗВО отработаны как комплексные методы, более точно отражающие физические основы протекающих процессов (параллельное протекание теплообмена по контактному механизму и через газовый зазор, локальная неравномерность теплоотвода в ЗВО), так и упрощенные методы, позволяющие получать необходимые результаты с достаточной точностью.



Систематизируя опыт использования математической модели, адаптированной для изучения процессов непрерывной разливки стали, установлены следующие особенности:

– при задании граничных условий теплообмена в кристаллизаторе наиболее правильным является использование метода, базирующегося на учете параллельного протекания теплообмена по контактному механизму и через газовый зазор, либо экспериментальных данных об изменении плотности теплового потока по высоте и периметру кристаллизатора. Ввиду некоторой неопределенности с установлением количественного значения контактной составляющей, автор считает допустимым задавать для всей поверхности заготовки в кристаллизаторе усредненное значение коэффициента теплоотдачи, соответствующее экспериментальным данным;

– при изучении теплообмена в ЗВО разработанный метод для дифференцированного задания граничных условий целесообразно использовать только в том случае, если имеет место значительная неравномерность орошения поверхности заготовки или особенности исследования предполагают получение предельно точной информации об изменении температуры на поверхности заготовки. Для обычных численных экспериментов вполне допустимо использовать задание для всей поверхности заготовки в пределах каждого сектора усредненного значения коэффициентов теплоотдачи. Это соображение усиливается еще и тем, что современные форсунки характеризуется высокой степенью равномерности распределения охладителя по поверхности заготовки;

– в результате проведения специальных исследований установлено, что учет продольного теплового потока при решении задачи определения температурного поля непрерывнолитой заготовки, формирующейся в условиях локальной неравномерности теплоотвода, позволяет уточнить расчетную информацию не более, чем на 0,5 °С. То есть

допущение о равенстве нулю продольного теплового потока, традиционно применяющееся для моделирования в условиях равномерного охлаждения, можно применять и в условиях локальной неравномерности теплоотвода в зоне вторичного охлаждения.

Отработано задание граничных условий теплообмена для технологий нагрева и охлаждения металла в печах. Для начальной настройки моделей предложено использовать значения приведенных коэффициентов излучения, взятые из соответствующих аналитических методик. Разработано математическое описание изменения температуры газовой среды, заполняющей агрегат, в зависимости от параметров технологии в виде дифференциального уравнения первого порядка. Использовано описание температурного состояния футеровки агрегатов и отработана методология его совместного рассмотрения с базовой задачей изучения теплового состояния обрабатываемого металла.

Проработаны вопросы численного решения поставленной задачи изучения процессов непрерывной разливки стали и тепловой обработки заготовок. Для аппроксимации дифференциального уравнения нестационарной теплопроводности выбрана неявная схема.

Рассмотрены вопросы подтверждения адекватности математической модели непрерывной разливки стали и тепловой обработки заготовок. Эта процедура реализована для технологий непрерывной разливки стали в сортовые заготовки и нагрева заготовок в печах камерного типа под обработку давлением. В каждом из случаев результаты по математической модели, прошедшей только процедуру начальной настройки, показали достаточную степень соответствия натурным экспериментальным данным: температура точек на поверхности непрерывнолитой заготовки в зоне свободного охлаждения – расхождение не более 1.5%, толщина корочки заготовки в донной

части кристаллизатора (сопоставление с геометрией чулков от прорывов) – не более 10%; время нагрева заготовок в печах и расход топлива – не более 5%.

Предложен ряд методов, расширяющих информативность математических моделей и возможности использования данных, предоставляемых с их помощью, для углубленного анализа теплового состояния металла:

- предложенный метод для изучения температурных возмущений в массиве металла при разливке или тепловой обработке заготовок позволяет изучать скорость распространения возмущения в зависимости от параметров технологии и возникшей несимметричности теплообмена;

- проработаны методологические основы для использования полей величин темпа изменения температуры и температурного градиента для упрощенных качественных оценок напряженно-деформированного состояния металла при разливке стали и тепловой обработке заготовок, и анализа влияния параметров теплотехнологий на параметры микроструктуры.

## ГЛАВА 3.

### ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ТЕПЛОВОЙ РАБОТЫ КРИСТАЛЛИЗАТОРОВ ВЫСОКОСКОРОСТНЫХ СОРТОВЫХ МНЛЗ

#### 3.1 Изучение процессов температурной усадки формирующейся непрерывнолитой заготовки в кристаллизаторе

Известно, что использование параболических кристаллизаторов позволяет разливать сортовые заготовки со скоростью 5-6 м/мин (и более). При этом гарантированная толщина корочки под кристаллизатором должна составлять не менее 10 мм. Чтобы обеспечить заданную толщину корочки технологическая длина кристаллизатора увеличивается до 1000-1200 мм. Однако при этом в случае излишней конусности кристаллизатора наблюдается повышенное трение заготовки, что приводит к износу внутренней поверхности кристаллизатора, рывкам в движении заготовки, нарушению условий теплообмена между поверхностью корочки заготовки и внутренней поверхностью кристаллизатора. При особо неблагоприятном стечении обстоятельств прочность тонкой корочки может оказаться недостаточной по сравнению с усилием вытягивания, что приведет к образованию поперечной трещины и возможно к прорыву и потере ручья. Ввиду этого изучение усадки непрерывнолитой заготовки в кристаллизаторе является важнейшей проблемой, решение которой позволит эффективно разливать металл на высоких скоростях и повысить стойкость кристаллизаторов.

### 3.1.1 Разработка методики для расчета естественной усадки непрерывнолитой заготовки в кристаллизаторе

На основании теоретического анализа различных видов усадки металла, автором был сделан вывод о том, что в пределах кристаллизатора для описания процесса усадки корочки заготовки необходимо использовать только линейную усадку стали в твердом состоянии (не следует учитывать усадку жидкого металла, связанную с его охлаждением, и объемную усадку, сопровождающую переход металла из жидкого в твердое состояние):

$$\varepsilon_{mv} = \alpha_{mv} \cdot (t_c - t_{кон}), \quad (3.1)$$

где  $\alpha_{mv}$  – усредненный коэффициент усадки в твердом состоянии;

$t_c$  – температура солидус;

$t_{кон}$  – конечная температура, до которой охлаждается корочка заготовки в каждом конкретном поперечном сечении.

Предложен теоретический подход для изучения усадки сортовых заготовок в кристаллизаторе. Его сущность заключается в рассмотрении движения произвольно выбранного поперечного расчетного сечения заготовки вдоль кристаллизатора. При этом с помощью математической модели непрерывной разливки рассчитывается его температурное поле и размер с учетом линейной усадки. Следовательно, имеется возможность динамического исследования усадки непрерывнолитой заготовки в зависимости от температурно-скоростного режима разливки (учитывается при помощи соответствующих граничных условий) для любой марки стали (за счет использования индивидуальной зависимости коэффициента линейной усадки от температуры и химического состава).

Таким образом, в каждом рассчитываемом поперечном сечении конечная температура (3.1) определяется по следующей

зависимости:  $t_{кон} = (t_c + t_{не})/2$ , где  $t_{не}$  – температура середины поверхности грани заготовки для рассматриваемого поперечного сечения.

Коэффициент линейной усадки стали является функцией содержания углерода и температуры. В данном расчете были использованы данные по усадкам представленные в работе [51] (Приложение Д). Все стали разбиты на шесть групп по содержанию углерода и для каждой группы приведена кривая зависимости усадки от температуры. Согласно этим данным наиболее низкой усадкой характеризуется сталь с содержанием углерода 0.38 %. В работе [51] не приводятся данные о точности полученных значений коэффициентов усадки. В связи с этим авторами данной работы сделаны приблизительные оценки точности (на основании технических характеристик приборов, предположительно использовавшихся при проведении экспериментальных исследований) в результате чего установлено, что максимальное возможное отклонение от приведенных в работе [51] средних значений коэффициентов усадки составляет 2-5%. Такая точность вполне соответствует точности определения химического состава марок стали и потому эти данные могут быть использованы для теоретического исследования усадки различных марок стали и проведения соответствующих расчетов.

На основании данных работы [51] при помощи вычислительных пакетов построено уравнение регрессии, описывающее зависимость линейной усадки сталей от температуры и содержания углерода (уравнение справедливо для диапазона содержания углерода  $C$ : 0,06 – 0,45 % и температуры  $t_c-t$ : 0 – 250 °C):

$$\alpha = 3,972 - 12,494C + 17,724C^2 + 6,602C(t_c - t) - 7,376 \cdot 10^{-3}(t_c - t) + 1,952 \cdot 10^{-5}(t_c - t)^2, 10^{-5} \text{ 1/град} \quad (3.2)$$

На основании проведения численных экспериментов определено поле температур формирующейся непрерывнолитой заготовки сечением 125x125 мм, разливаемой со скоростью 3,2 м/мин. Далее по описанной выше методике рассчитаны контуры заготовки, формирующейся в кристаллизаторе. Для более упрощенного анализа полученной информации температурное поле рассчитано только для марки стали 20, оно использовалось при расчете усадки для шести групп марок стали (для каждой из них применялась индивидуальная зависимость линейной усадки от температуры, приведенная в работе [51]) рис. 3.1.

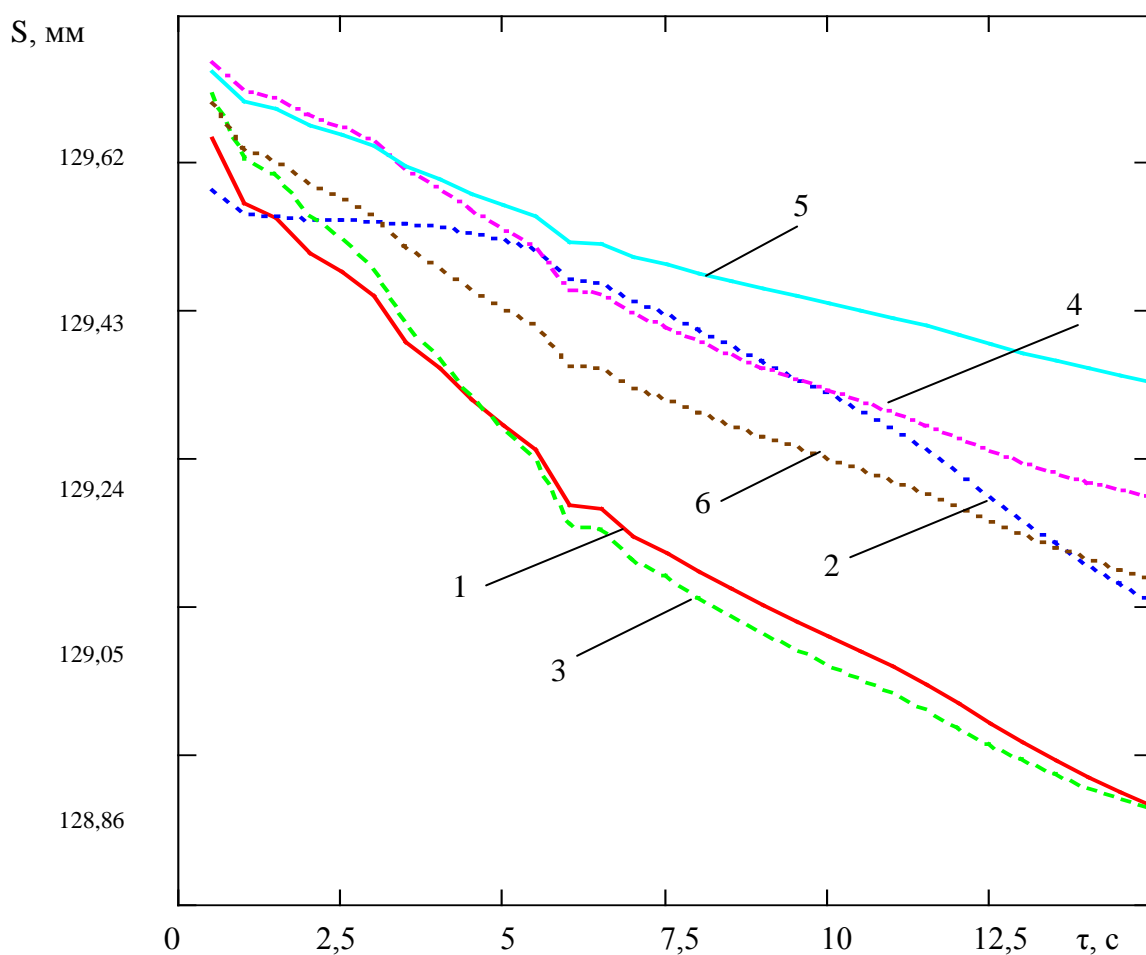


Рисунок 3.1 – Кривые естественной усадки заготовок сечением 125x125 мм из различных марок стали для скорости разливки 3,2 м/мин (1 – для стали с  $C=0,06\%$ ; 2 –  $C=0,09\%$ ; 3 –  $C=0,17\%$ ; 4 –  $C=0,2\%$ ; 5 –  $C=0,38\%$ ; 6 –  $C=0,45\%$ )

Как следует из представленной информации, среди рассматриваемых марок стали наименьшей усадкой

характеризуются заготовки с содержанием углерода 0,2 и 0,38 %. Это вызвано тем, что для этих сталей коэффициент линейной усадки меньше, чем для остальных рассмотренных марок.

Как видно из анализа кривой, представленной на рис. 3.2 (это графическое представление полученного в данной работе уравнения регрессии (3.2)), минимум усадки приходится на содержание углерода, соответствующее 0,31-0,32 %. Эти данные хорошо согласуются с эмпирическим материалом по стойкости многоконусных гильз в зависимости от содержания углерода в разливаемых марках стали (для сталей с таким содержанием углерода износ гильз кристаллизаторов протекает наиболее интенсивно при прочих равных условиях, так как увеличивается несоответствие размера заготовки с точки зрения усадки и внутреннего поперечного размера кристаллизатора).

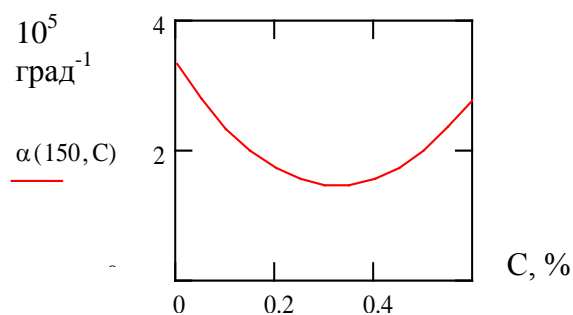


Рисунок 3.2 – Зависимость коэффициента линейной усадки сталей от содержания углерода для температуры  $t_c - t$ , равной 150 °С

Значительный практический интерес представляет собой расчет усадки непрерывнолитых заготовок для повышенных скоростей разливки. С этой целью был проведен численный эксперимент, аналогичный рассмотренному ранее, для скорости разливки 5 м/мин. Результаты расчетов представлены на рис. 3.3.

Интересен тот факт, что при значительно большей скорости разливки (5 м/мин) расчетные кривые естественной усадки заготовок практически повторяют кривые, полученные для скорости разливки 3,2 м/мин. Для того чтобы глубже исследовать эту закономерность, был проведен следующий численный



эксперимент: исследовалось изменение средней температуры корочки непрерывнолитой заготовки, формирующейся в кристаллизаторе, для разных скоростей разливки (именно средняя температура корочки при прочих равных условиях определяет размер заготовки с точки зрения естественной усадки).

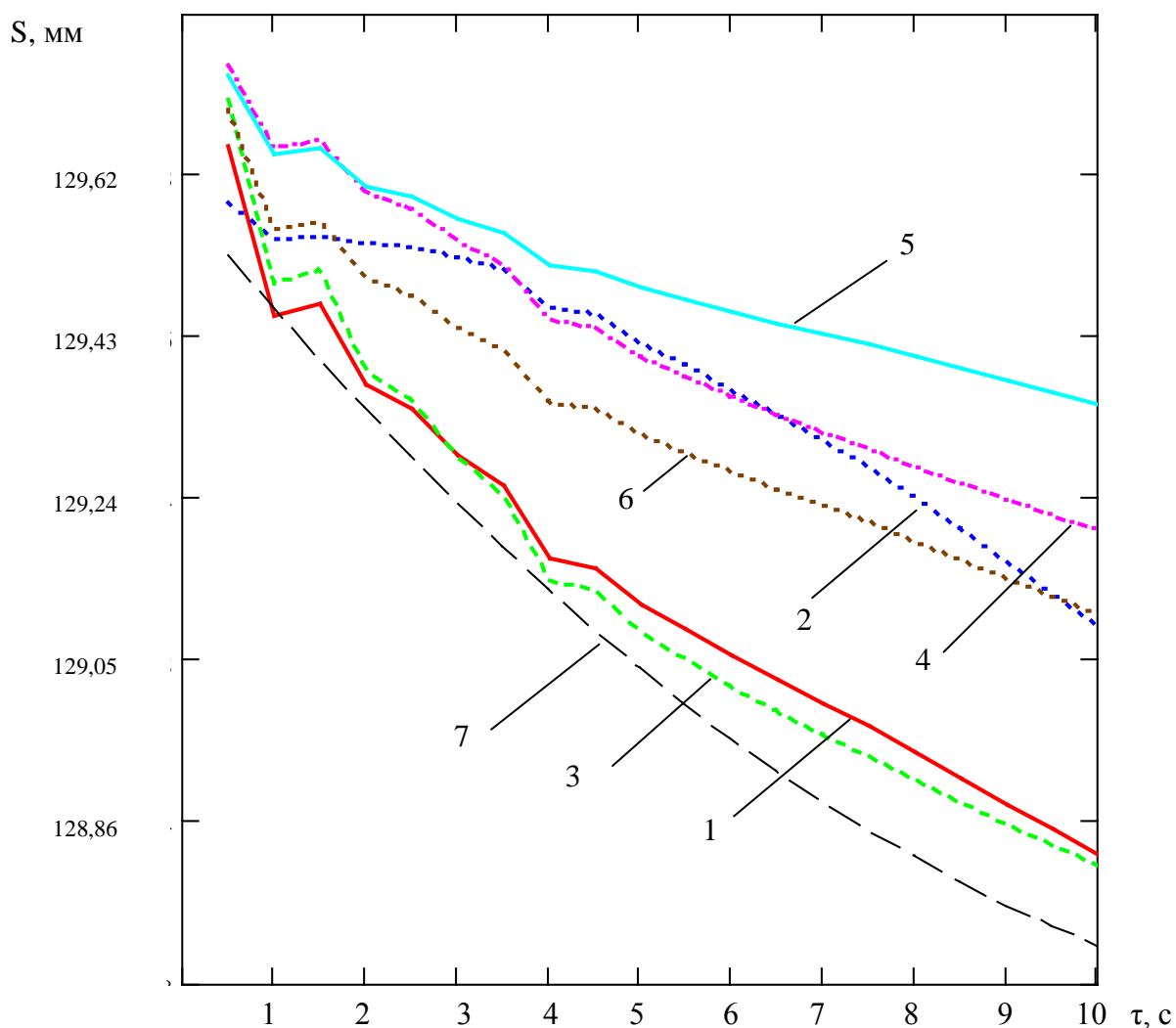


Рисунок 3.3 – Кривые естественной усадки заготовок сечением 125x125 мм из различных марок стали для скорости разливки 5 м/мин (1 – для стали с C=0,06%; 2 – C=0,09%; 3 – C=0,17%; 4– C=0,2%; 5 – C=0,38%; 6 – C=0,45%; 7 – параболическая кривая, аппроксимирующая четырехконусный профиль одного из современных кристаллизаторов)

Исходные данные: сечение заготовки 125x125 мм; активная длина кристаллизатора 0,9 м. Расчеты производились для следующих значений скорости разливки металла: 3,2 м/мин; 3,8 м/мин; 4,4 м/мин; 5 м/мин; 5,6 м/мин.

Результаты расчетов представлены на рис. 3.4.

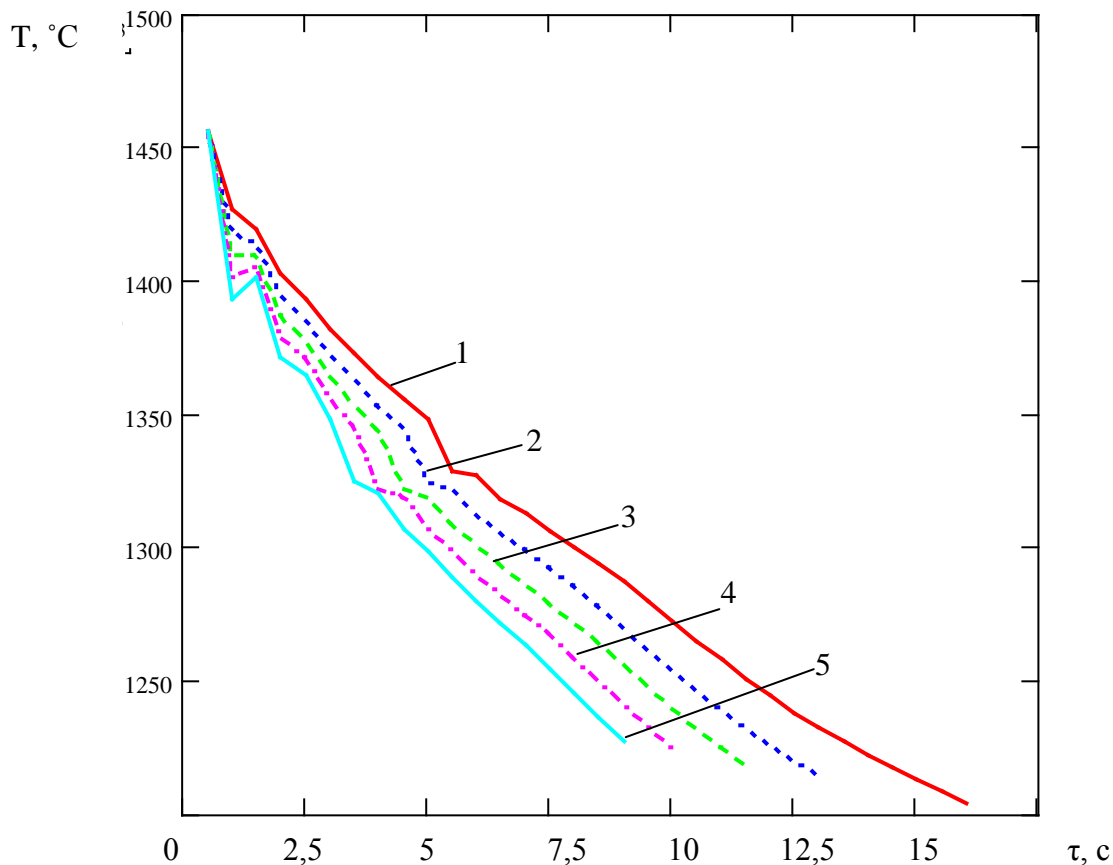


Рисунок 3.4 – Данные об изменении средней температуры корочки непрерывнолитой заготовки, формирующейся в кристаллизаторе, для разных скоростей разливки (1 – 3,2 м/мин; 2 – 3,8 м/мин; 3 – 4,4 м/мин; 4 – 5 м/мин; 5 – 5,6 м/мин)

Необходимо отметить, что для адекватного сопоставления расчетных данных по оси абсцисс отложено время, причём для каждой рассматриваемой скорости разливки изучаемая кривая начата в нулевой момент времени и закончена в момент выхода расчетного сечения из кристаллизатора. Из анализа представленной информации можно заключить, что на выходе из кристаллизатора средняя температура корочки для всех

скоростей разливки примерно одинакова (можно отметить лишь некоторое крайне незначительное повышение средней температуры корочки порядка четырех градусов при росте скорости на каждые 0,6 м/мин).

То есть на основании результатов расчетов изменения средней температуры корочки заготовки, формирующейся в кристаллизаторе, можно сделать вывод, что естественная усадка заготовки мало зависит от скорости разливки и, следовательно, является, прежде всего, функцией химического состава каждой конкретной марки стали, который определяет значение коэффициента линейной усадки [51].

### 3.1.2 Определение интенсивности силового взаимодействия в угловых элементах кристаллизатора

В случае если внутренний размер кристаллизатора меньше размера, который должна иметь заготовка с точки зрения естественной усадки (здесь учитываются марка стали и температурно-скоростной режим разливки) происходит износ стенок кристаллизатора, причем тем интенсивней, чем больше это несоответствие.

Большое влияние на стойкость внутренней поверхности кристаллизаторов оказывают механические свойства материала, из которого он изготовлен. Например, чистая медь марок М1, М2 и М3 имеет высокую теплопроводность, но при этом характеризуется высоким коэффициентом линейного расширения при нагревании и низкими механическими свойствами (твердостью и сопротивлением истиранию). На улучшение комплекса механических свойств материала кристаллизатора эффективно влияет легирование меди малым количеством серебра или хрома (эти элементы повышают температуру рекристаллизации меди). Также повышение стойкости

достигается за счет нанесения на внутреннюю поверхность покрытия из хрома или молибдена.

Из практики разливки стали на радиальных сортовых машинах известно, что в случае излишней конусности износ кристаллизаторов развивается следующим образом: начинается примерно от середины кристаллизатора в области ребер, расширяется вдоль ребер книзу. В донной части кристаллизатора ввиду воздействия ферростатического давления износ начинает проявляться также в области центров граней и имеет треугольную форму, расширяющуюся книзу.

Для изучения силового взаимодействия корочки формирующейся заготовки с материалом гильзы кристаллизатора предложена и проанализирована соответствующая расчетная схема (Приложение Ж).

Сделан вывод о том, что при проведении расчетов влиянием растяжения граней гильзы кристаллизатора и изгибом граней заготовки под воздействием ферростатического давления на создание общей величины интенсивности силового взаимодействия в угловых элементах кристаллизатора можно пренебречь. В итоге предложены следующие зависимости для определения интенсивности силового взаимодействия ( $P$ , Н/м) и контактных давлений ( $p$ , Па) в угловых элементах кристаллизатора:

$$P = \frac{\Delta l \cdot \delta}{l} \cdot E + P_{\phi}(l - 2\delta); \quad (3.3)$$

$$p = \frac{\Delta l}{l} \cdot E + \frac{P_{\phi}(l - 2\delta)}{\delta}, \quad (3.4)$$

где  $\Delta l$  – разница между размером заготовки с точки зрения естественной усадки и размером кристаллизатора в каждом конкретном поперечном сечении кристаллизатора, м;

$l$  – размер кристаллизатора в поперечном сечении, м;

$E$  – модуль упругости, как функция химического состава изучаемой марки стали и средней температуры, характерной для корочки в каждом конкретном поперечном сечении, Па;

$P_{\phi}$  – ферростатическое давление столба жидкого металла, Па;

$\delta$  – средняя толщина корочки, м.

В качестве примера использования предложенной расчетной зависимости на рис. 3.5 приводятся результаты расчета интенсивности силового взаимодействия в угловых элементах кристаллизатора, внутренний профиль которого описывается кривой 7 (рис. 3.3), при разливке марок стали с содержанием углерода (0,06, 0,09, 0,17, 0,2, 0,38, 0,45 %) для скорости разливки 5 м/мин.

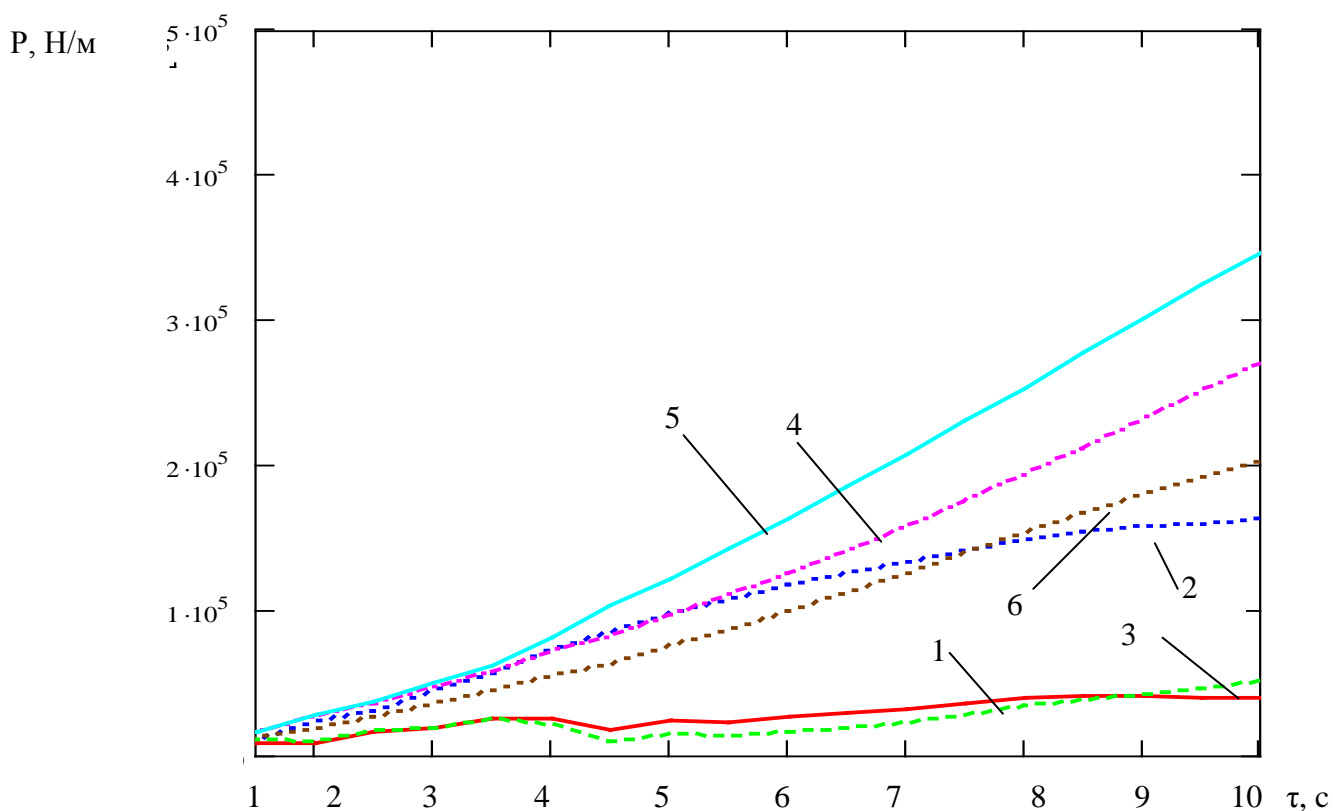


Рисунок 3.5 – Изменение интенсивности силового взаимодействия в угловых элементах кристаллизатора при разливке непрерывнолитых заготовок сечением 125x125 мм со скоростью разливки 5 м/мин (1 – для стали с  $C=0,06\%$ ; 2 –  $C=0,09\%$ ; 3 –  $C=0,17\%$ ; 4 –  $C=0,2\%$ ; 5 –  $C=0,38\%$ ; 6 –  $C=0,45\%$ ).

Анализ полученных результатов позволяет заключить, что наибольшие значения интенсивности силового взаимодействия имеют место при разливке марок стали, которые имеют меньшее значение коэффициента линейной усадки, т.е. в меньшей мере усаживаются по мере движения вдоль кристаллизатора (рис. 3.3). Расчетные кривые носят возрастающий характер, то есть по мере продвижения заготовки вперед интенсивность силового взаимодействия в угловых элементах кристаллизатора возрастает. Это соображение хорошо согласуется с имеющимся практическим материалом об износе углов кристаллизаторов, который, начинаясь приблизительно в центре кристаллизатора, непрерывно усиливается, достигая максимума в районе его донной части.

Необходимо отметить, что вклад растяжения граней от ферростатического давления играет малую роль в создании общей величины интенсивности силового взаимодействия (2-5 %) для марок стали, чья усадка в значительной мере не соответствует внутреннему профилю кристаллизатора. Для марок стали, чьи кривые усадки в высокой степени согласуются с внутренним профилем кристаллизатора величина интенсивности силового взаимодействия практически полностью определяется ферростатическим давлением. То есть основной причиной износа кристаллизаторов в районе ребер является несоответствие естественного размера заготовки внутреннему размеру кристаллизатора.

Таким образом, выбирая максимально возможное значение коэффициента трения, характерного для материала кристаллизатора, можно от интенсивности силового взаимодействия перейти к расчету истирающих усилий и оценить износ кристаллизатора в каждом конкретном случае в зависимости от внутреннего профиля кристаллизатора, температурно-скоростного режима разливки, химического состава разливаемых марок стали.

### 3.1.3 Выбор оптимальной скорости разливки сортовых заготовок через многоконусные кристаллизаторы

Совместный анализ результатов расчетов средней температуры корочки заготовки в зависимости от скорости разливки (рис. 3.4) и зависимости для расчета интенсивности силового взаимодействия (3.3) позволяет заключить, что с повышением скорости разливки величина интенсивности силового взаимодействия в угловых элементах кристаллизатора должна снижаться [196]. Такую закономерность можно пояснить тем, что как было показано ранее, усадка заготовки в кристаллизаторе практически не зависит от скорости разливки (то есть на каждом горизонте кристаллизатора величина несоответствия внутреннего размера кристаллизатора и заготовки для каждой марки является практически постоянной величиной), в то же время при прочих равных условиях повышение скорости приводит к тому, что для аналогичных горизонтов кристаллизатора корочка затвердевшего металла становится более тонкой, и, следовательно, для ее сжатия до нужного размера требуется меньшее продольное усилие, что позволяет уменьшить интенсивность силового взаимодействия в угловых элементах кристаллизатора.

Для иллюстрации вышесказанного был проведен анализ зависимости величины интенсивности силового взаимодействия в угловых элементах в донной части кристаллизатора с внутренним профилем, описываемым кривой 7 (рис. 3.3), от скорости разливки. Результаты расчетов представлены на рис. 3.6.

Анализ полученных результатов, позволяет заключить, что для всех рассматриваемых марок стали повышение скорости разливки позволяет снизить величину интенсивности силового взаимодействия.

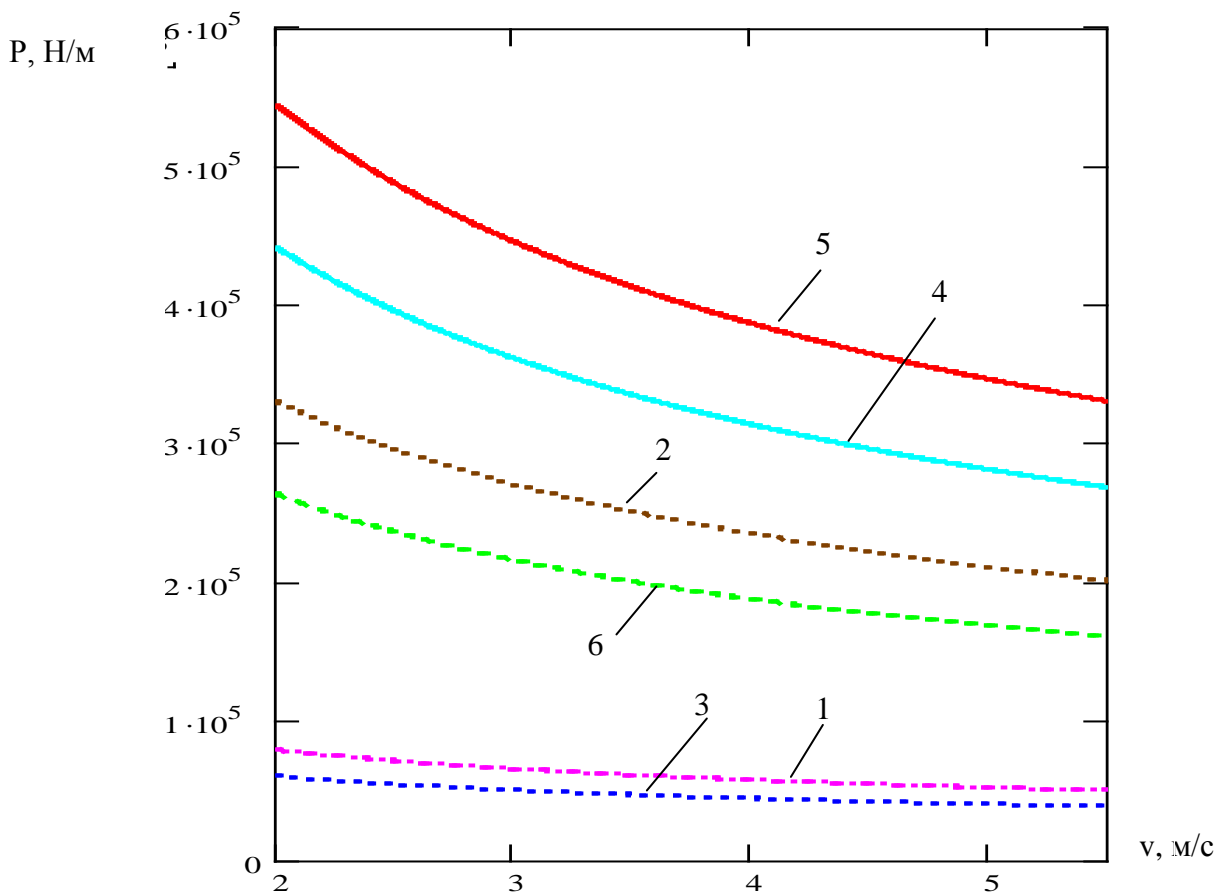


Рисунок 3.6 – Зависимость интенсивности силового взаимодействия в угловых элементах кристаллизатора в его донной части в зависимости от скорости разливки (1 – для стали с  $C=0,06\%$ ; 2 –  $C=0,09\%$ ; 3 –  $C=0,17\%$ ; 4 –  $C=0,2\%$ ; 5 –  $C=0,38\%$ ; 6 –  $C=0,45\%$ ).

В наибольшей мере эта закономерность проявляется для марок стали с меньшим значением коэффициентов линейной усадки ( $C=0,38\%$  и  $C=0,2\%$ ) и в наименьшей мере для сталей с большими значениями коэффициентов усадки ( $C=0,06\%$  и  $C=0,17\%$ ), чья усадка хорошо соответствует внутреннему профилю рассматриваемого кристаллизатора.

Интенсивность износа внутренней поверхности кристаллизатора, несомненно, пропорциональна мощности трения в угловых элементах кристаллизатора, которая в свою очередь пропорциональна произведению трех множителей: величины интенсивности силового взаимодействия, коэффициента трения и скорости разливки. Общий качественный характер зависимости коэффициента трения от скорости



взаимного перемещения трущихся поверхностей таков: его величина сначала уменьшается с ростом скорости, затем стабилизируется и начинает возрастать. Применительно к взаимодействию корочки заготовки с материалом гильзы кристаллизатора на сегодня накоплен ряд опытных данных о количественном значении среднего по поверхности кристаллизатора коэффициента трения для некоторых частных случаев [197, 198]. Однако сегодня нет возможности сделать достоверные количественные оценки локальных значений коэффициента трения в угловых элементах кристаллизатора на его разных горизонтах.

Однако несомненно, что кривая, описывающая зависимость мощности трения от скорости разливки имеет экстремальный характер (рис. 3.7). Это равносильно утверждению о том, что существует оптимальный диапазон скоростей разливки, при работе в котором значение мощности трения и, следовательно, степень износа внутренней поверхности кристаллизаторов минимальны. Из вышесказанного следует вывод о том, что в каждом конкретном случае неоправданно низкие или высокие скорости разливки будут приводить к повышенному износу внутренней поверхности кристаллизаторов и образованию ромбичности заготовок, что подтверждается практическими данными.

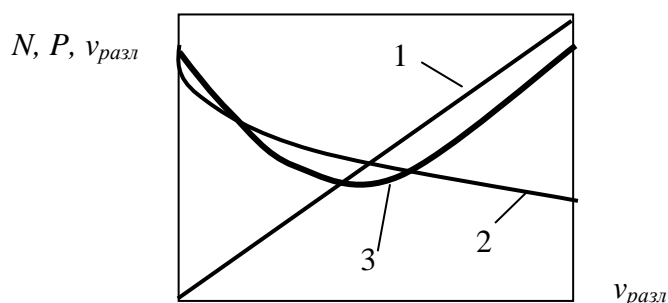


Рисунок 3.7 – Схематичное пояснение экстремального характера кривой зависимости мощности трения от скорости разливки (1 – скорость разливки  $v_{разл}$ ; 2 – контактные усилия  $P$ ; 3 – мощность трения  $N$ )

Естественно, что эта закономерность в большей мере проявляется при разливке сталей с высокой степенью несоответствия усадки внутреннему профилю кристаллизатора (так как в этом случае величина интенсивности силового взаимодействия намного более значительна). А для сталей, чья усадка соответствует профилю кристаллизатора, удовлетворительные показатели стойкости кристаллизаторов могут быть получены в достаточно широком диапазоне скоростей разливки.

Отсюда, в каждом конкретном случае (конкретный профиль кристаллизатора и набор марок стали) для определения оптимального диапазона скоростей необходимо строить и анализировать кривые зависимости интенсивности силового взаимодействия от скорости разливки (например, рис. 3.6). Повышение скорости разливки должно приводить к снижению мощности в том диапазоне скоростей разливки, где темп снижения величины контактных усилий значителен. Для более высоких значений скорости разливки рост скорости опережает снижение интенсивности силового взаимодействия и мощность трения начинает возрастать. Выполнение количественных оценок зависимости мощности трения от скорости разливки затруднительно из-за отсутствия данных о зависимости локальных значений коэффициента трения от скорости разливки.

Кроме снижения стойкости кристаллизаторов в число факторов, ограничивающих повышение скорости разливки, входят требования к качеству макроструктуры заготовок (осевая пористость, осевая ликвация), а для ряда марок стали рост скорости разливки может привести к образованию деформационных трещин при разгибе.

Особое внимание выбору скорости литья необходимо уделять при разливке плавок с повышенной температурой. Так как в этом случае, с одной стороны, стремятся понизить скорость разливки, чтобы получить достаточную толщину корочки

металла под кристаллизатором, а с другой стороны, как было показано ранее, снижение скорости разливки приводит к повышению уровня интенсивности силового взаимодействия в угловых элементах кристаллизатора. Для исследования данного вопроса был проведен ряд численных экспериментов при помощи математической модели и подхода к расчету интенсивности силового взаимодействия, разработанных в данной работе. Результаты моделирования представлены на рис. 3.8.

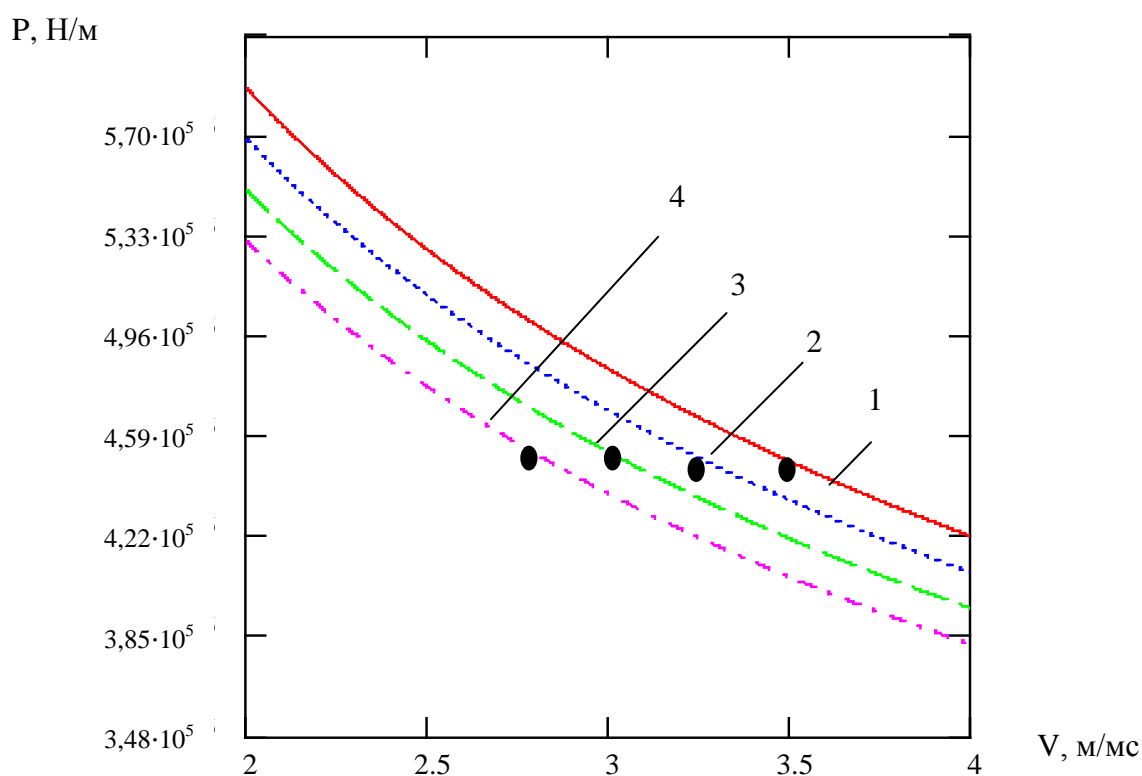


Рисунок 3.8 – Анализ зависимости интенсивности силового взаимодействия в угловых элементах кристаллизатора от скорости разливки заготовок сечением 125x125 мм из марки стали с содержанием углерода 0,38% при разливке плавков с различным перегревом над линией ликвидус (1 – 20°C, 2 – 25 °C, 3 – 30°C, 4 – 35°C; ● – расчетные точки соответствующие выбранным скоростям разливки)

С точки зрения технологии нормальным для скорости разливки 3,5 м/мин считается перегрев 20°C. Для больших значений перегрева металла расчетным путем была определена скорость разливки, позволяющая получить такую же толщину корочки металла под кристаллизатором. При этом в каждом

случае были рассчитаны значения интенсивности силового взаимодействия в угловых элементах кристаллизатора в его донной части. Анализируя представленную информацию можно сделать вывод, что правильный выбор скорости разливки плавков с повышенной температурой не приводит к росту величины интенсивности силового взаимодействия. Напротив, неоправданное занижение скорости разливки приводит к повышению уровня интенсивности силового взаимодействия и повышает вероятность образования ромбичности заготовок.

Из практики отечественных металлургических предприятий, в составе которых имеются высокоскоростные сортовые МНЛЗ, известно, что разливка сортовых заготовок со скоростью 2.5-2.8 м/мин через кристаллизаторы многих производителей сопровождается повышенным износом внутренней поверхности кристаллизаторов. Картина износа соответствует описанию, приведенному в предыдущем пункте.

Переход на скорость разливки 3,2-3,5 м/мин показывает, что при этом стойкость кристаллизаторов повышается с 6-8 до 10-15 тысяч тонн и практически сводится к нулю отбраковка заготовок с отклонениями по ромбичности.

Ниже автором приводится теоретическое пояснение данной закономерности. Анализ соответствия усадочных кривых для характерных марок стали из разливаемого сортамента внутреннему профилю используемого кристаллизатора (рис. 3.1) позволил заключить, что разливка ряда марок стали характеризуется высокой степенью несоответствия усадочных кривых и внутреннего профиля применяемого кристаллизатора (наибольшая степень несоответствия среди исследованных марок стали характерна для стали с содержанием углерода 0,32 %, что соответствует марке Ст5).

Разливка стали Ст5 через кристаллизатор производства фирмы Europe Metalli соответствует кривой 5 на рис. 3.6. Анализ этой кривой позволяет заключить, что снижение мощности

трения с ростом скорости (в связи со значительным темпом снижения величины контактных усилий) должно иметь место вплоть до значений скорости разливки 3,2-3,5 м/мин, что и позволило рекомендовать этот диапазон скоростей разливки как оптимальный для использования кристаллизаторов Europe Metalli.

Таким образом, можно отметить, что в данном пункте предложен теоретически и проверен экспериментально способ повышения стойкости кристаллизаторов при использовании одного внутреннего профиля для разливки всего марочного сортамента за счет выбора оптимальной скорости разливки. Однако в виду того, что пределы регулирования скорости ограничены (а на практике приходится работать и на пониженных и на повышенных скоростях), данный способ можно рассматривать как частичное решение проблемы повышения стойкости кристаллизаторов.

#### 3.1.4 Определение оптимального уровня металла в кристаллизаторе

В многоконусном кристаллизаторе наибольшей конусностью характеризуется первый участок, причем далее при переходе от участка к участку конусность уменьшается. Поскольку мениск жидкого металла всегда находится на некотором расстоянии от верхнего среза кристаллизатора, то активная конусность (соответствующая части кристаллизатора, принимающей участие в формировании заготовки) всегда меньше значения полной конусности кристаллизатора, вычисленной по геометрическим характеристикам кристаллизатора в плоскостях его верхнего и нижнего срезов. Даже незначительные колебания уровня металла в кристаллизаторе могут заметно повлиять на значение активной конусности (рис. 3.9).

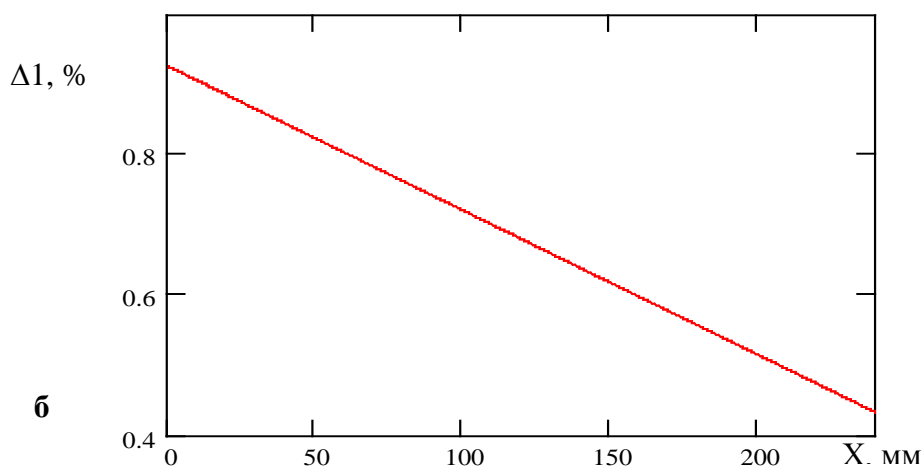
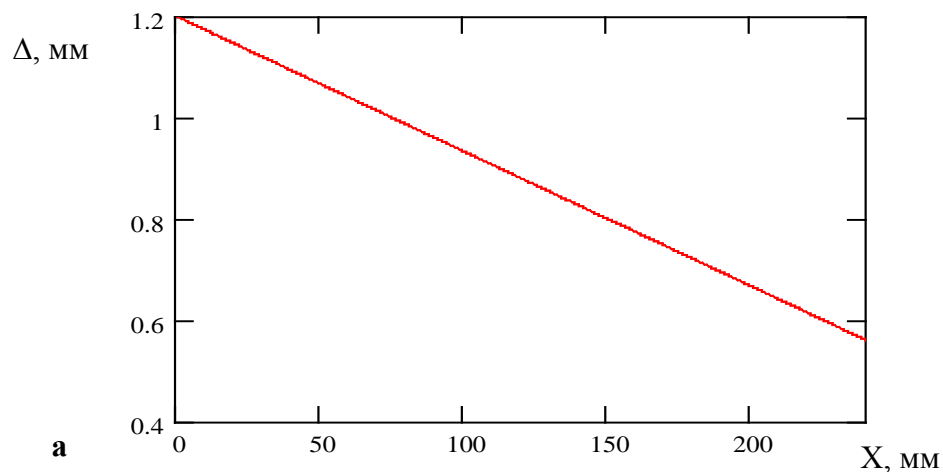


Рисунок 3.9 – Зависимость остаточной (активной) суммарной конусности кристаллизатора в абсолютном (а) и относительном (б) выражении от глубины залегания мениска относительно верхнего среза гильзы кристаллизатора

Допустимый диапазон регулирования уровня металла в кристаллизаторе в значительной мере ограничен:

- в любом случае он не должен быть шире диапазона измерения датчика уровня: 0 – 100 % (250 -50 мм от верхнего среза);
- согласно данным рис. 3.1 и 3.3 конусность используемых многоконусных кристаллизаторов более значительна, чем усадка заготовок из подавляющего количества марок стали – поэтому для снижения активной конусности необходимо уменьшать уровень металла в кристаллизаторе относительно рабочей точки – 75 %;
- нижняя часть диапазона измерения датчика используется в алгоритме запуска ручья, поэтому нецелесообразно

поддерживать уровень металла в кристаллизаторе менее 50 % показания датчика.

Подводя итоги вышесказанного, можно заключить, что изменение уровня металла в кристаллизаторе возможно и целесообразно только в пределах 50-75 % показаний датчика уровня. Следует иметь в виду, что любое понижение уровня металла в кристаллизаторе приводит к повышению уровня термических напряжений, возникающих в материале гильзы кристаллизатора, так как при этом большая его часть работает вхолостую и имеет меньшую среднемассовую температуру, чем активная часть кристаллизатора.

Анализируя информацию, представленную на рис. 3.9, можно заключить, что целенаправленно меняя уровень металла в кристаллизаторе в допустимых пределах, можно даже с использованием одного профиля гильзы кристаллизатора достичь удовлетворительную степень его совпадения с усадочными кривыми заготовок для ряда марок стали и в значительной мере уменьшить степень несоответствия для марок стали, чья усадка заметно не совпадает с внутренним профилем кристаллизатора. В качестве примера на рис. 3.10 рассмотрено соотношение внутреннего профиля кристаллизатора производства фирмы Europe Metallі для разливки заготовок сечением 125x125 мм и кривой усадки заготовки из стали с содержанием углерода 0,45%.

Анализируя представленные данные можно заключить, что уменьшение уровня металла в кристаллизаторе (и тем самым величины активной конусности кристаллизатора) позволяет уменьшить изначальную степень несоответствия внутреннего профиля кристаллизатора и кривой усадки. Уменьшение уровня металла в определенных выше допустимых пределах (100-150 мм: 75-50%) позволяет уменьшить степень несоответствия на величину порядка 0,15 мм на обе грани (применительно к рассмотренной марке стали это составляет 50 % от величины полного несоответствия).

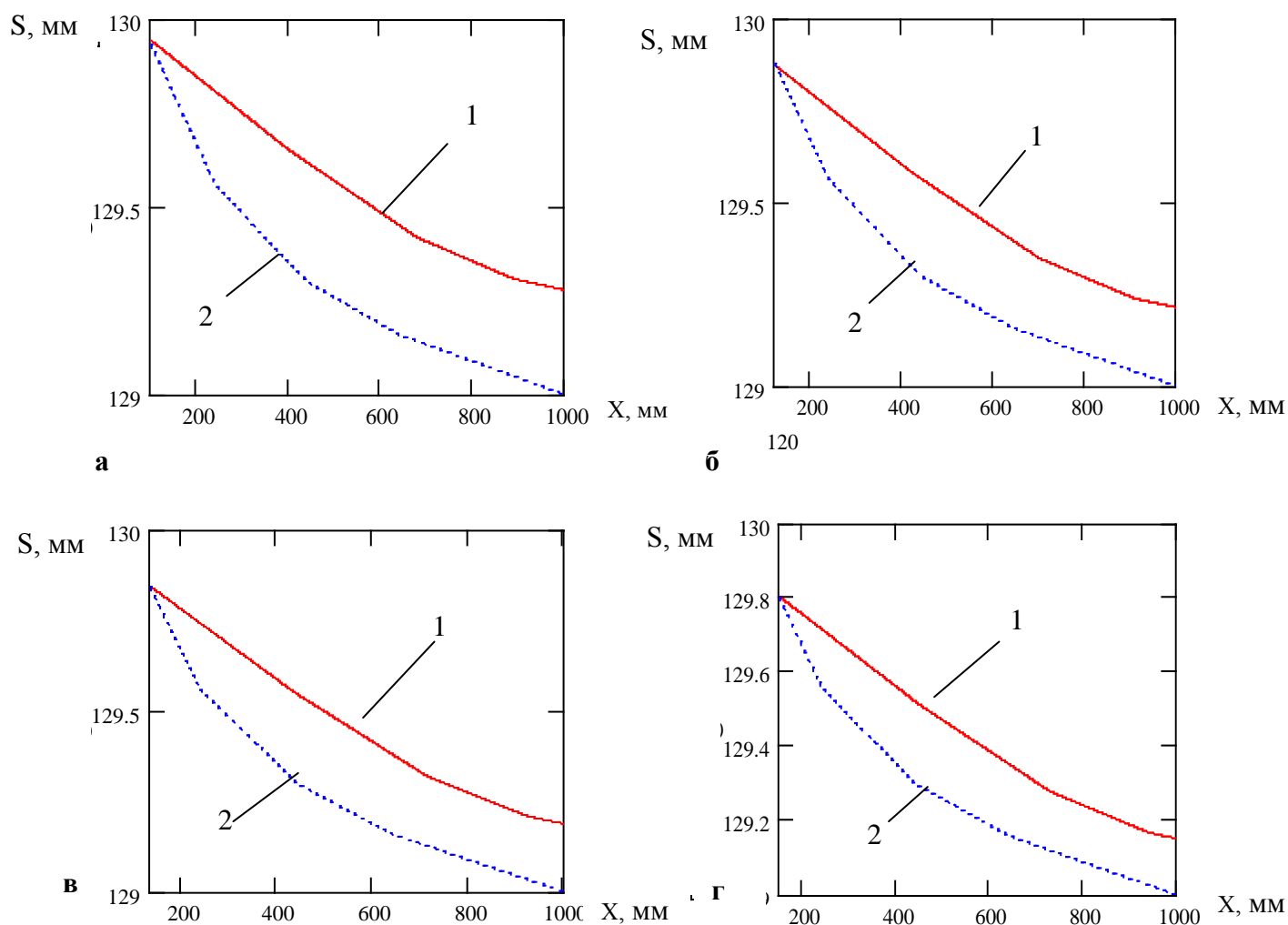


Рисунок 3.10 – Соотношение внутреннего профиля гильзы кристаллизатора производства Europe Metalli для разливки заготовок сечением 125x125 мм и кривой усадки заготовки из марки стали с содержанием углерода 0,45% для скорости разливки 3,5 м/мин (1 – кривая усадки заготовки, 2 – внутренний профиль кристаллизатора) для разных значений расстояния от мениска до верхнего среза кристаллизатора (а– 100 мм, б – 120 мм, в – 135 мм, г – 150 мм)

В предыдущем пункте был проанализирован способ повышения стойкости кристаллизаторов за счет выбора оптимальной скорости разливки заготовок. Его использование доказало свою эффективность даже без корректировки уровня металла в кристаллизаторе. Способ разработанный в данном пункте также может быть использован обособленно для достижения этой же цели – повышения стойкости кристаллизаторов – за счет достижения большей степени соответствия внутреннего профиля кристаллизатора и кривых



усадки заготовок из различных марок стали. Кроме того, этот способ может быть использован для оперативного регулирования при работе в переходных режимах.

*Определение оптимального уровня металла в кристаллизаторе при условиях разливки, отличных от номинальных*

На практике возможна крайне нежелательная ситуация, когда скорость разливки заготовок должна быть снижена, например, при нарушении ритма «выплавка-разливка». В работе [16] рассмотрены основы рациональной эксплуатации агрегата ковш-печь, которые должны обеспечить ритмичность поставки металла для разливки на МНЛЗ. Тем не менее, на практике ситуации, связанные с нарушением ритма «выплавка-разливка», периодически возникают, в этом случае необходимая скорость разливки достигается за счет корректировки уровня металла в промежуточном ковше. Возможна также ситуация, связанная со значительным снижением скорости разливки при зарастании стаканов-дозаторов или при задержке с заменой сталеразливочного ковша, которая возникает, например, при не открывании засыпки шибера сталеразливочного ковша. В работе [16] проведены исследования по выбору всего комплекта огнеупорных материалов для непрерывной разливки стали с целью сокращения общего времени работы МНЛЗ в переходном режиме.

Как было показано в предыдущем подразделе, снижение скорости разливки приведет к повышению интенсивности силового взаимодействия в угловых элементах гильзы кристаллизатора. Хотя часть времени, приходящаяся на возможную работу при пониженных скоростях разливки, как правило, не значительна по сравнению с общим сроком эксплуатации гильзы, однако снижение степени несоответствия внутреннего профиля кристаллизатора и кривой усадки заготовки является дополнительным резервом продления срока службы

гильзы. Из сказанного ранее следует, что эта задача может быть решена за счет уменьшения уровня металла в кристаллизаторе.

Влияние уменьшения уровня металла в допустимых пределах при пониженной скорости разливки 2,5 м/мин (которая может быть вызвана одной из названных ранее ситуаций) на величину интенсивности силового взаимодействия в угловых элементах гильзы кристаллизатора проиллюстрировано на рис. 3.11.

На этом рисунке на оси абсцисс жирным отрезком выделен допустимый диапазон регулирования уровня металла в кристаллизаторе. Предельное снижение уровня металла до 150 мм от верхнего среза позволяет уменьшить уровень напряжений на 30% по сравнению с рабочей точкой 100 мм.

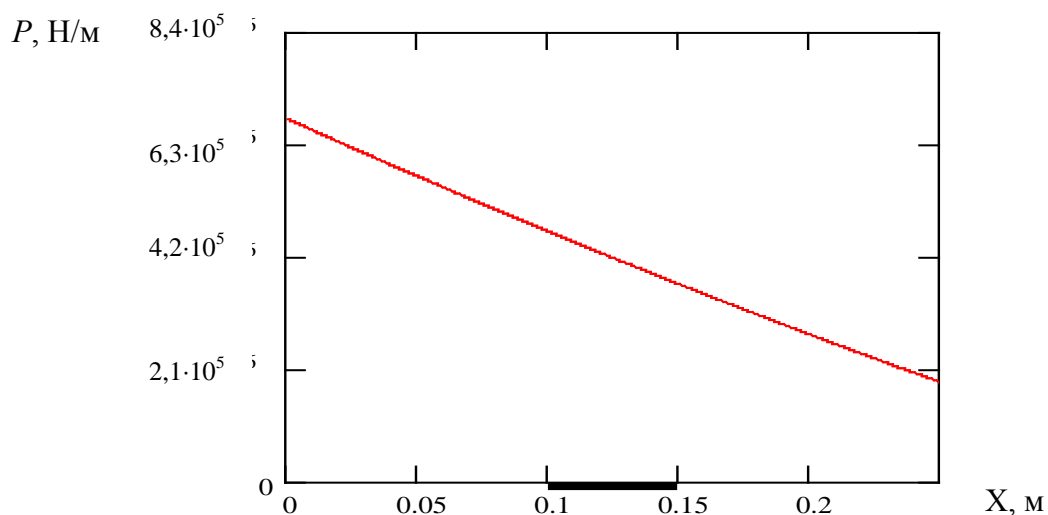


Рисунок 3.11 – Интенсивность силового взаимодействия в угловых элементах кристаллизатора в его донной части для марки стали с содержанием углерода 0,38 % при скорости разливки 2,5 м/мин в зависимости от уровня металла в кристаллизаторе

В данном пункте разработан способ повышения стойкости гильз кристаллизаторов за счет использования корректировки уровня металла в кристаллизаторе как инструмента повышения степени соответствия кривых усадки заготовок и внутреннего профиля кристаллизатора. Его, аналогично способу предложенному в предыдущем пункте, можно считать частичным

решением рассматриваемой проблемы, так как диапазон регулирования уровня металла в кристаллизаторе ограничен и для ряда марок стали даже в случае предельного снижения уровня степень несоответствия кривой усадки и профиля гильзы кристаллизатора может остаться значительной.

### 3.1.5 Разработка методики для проектирования конусности кристаллизаторов

Как было показано в предыдущих пунктах, стойкость многоконусного кристаллизатора, используемого для разливки широкого сортамента марок стали, может быть повышена за счет выбора оптимальной скорости разливки металла или управления уровнем металла в кристаллизаторе. Однако, несомненно, что наилучшие результаты по стойкости гильз кристаллизаторов и качеству заготовок в широком диапазоне скоростей разливки будут достигнуты при использовании кристаллизаторов с внутренним профилем, в высокой степени соответствующим усадке заготовок [22].

На основании расчетов естественной усадки заготовок можно разработать методику для проектирования кристаллизаторов. Оптимальные результаты будут получены при использовании кристаллизаторов с внутренним профилем, соответствующим усадке слитка из определенной марки стали, разливаемом при определенных режимных параметрах (скорость разливки, перегрев над ликвидусом и т.д.). Порядок расчета следующий:

- ориентировочно задаются граничные условия на поверхности заготовки, формирующейся в кристаллизаторе (параболическая конусность предполагает контактный теплообмен);
- на основании принятых данных рассчитываются температурное поле заготовки и кривые естественной усадки для заданных марки стали и температурно-скоростного режима;

- подбирается ступенчатый (параболический) профиль, максимально повторяющий естественные контуры заготовки;
- уточняется расчет естественной усадки для полученных граничных условий;
- в случае совпадения кривых в пределах заданной погрешности полученный многоконусный (параболический) профиль принимается для изготовления кристаллизатора (в противном случае необходимо повторять все процедуры, начиная с третьего шага до тех пор, пока кривые двух соседних шагов не совпадут).

Для демонстрации возможностей предложенной методики для проектирования кристаллизаторов проведены соответствующие расчеты и спроектированы кристаллизаторы для некоторых групп марок стали для диапазона скоростей разлива 2,5-4,5 м/мин (таблица 3.1). Широкий диапазон скорости разлива объясняется малыми значениями мощности трения в нем из-за низкой величины интенсивности силового взаимодействия, что определяется соответствием усадки заготовки внутреннему профилю кристаллизатора.

Приведенные данные об относительной конусности участков четырехконусной гильзы кристаллизатора могут быть рекомендованы для проектирования гильз кристаллизаторов для разлива заготовок сечением 120x120, 125x125 и 130x130 мм.

Таблица 3.1 – Характеристики спроектированных кристаллизаторов

Среднее содержание углерода С, %	Конусность участков гильзы, %/м			
	1-ый участок 300 мм	2-ой участок 280 мм	3-ий участок 210 мм	4-ый участок 210 мм
0,06	1,130	0,982	0,650	0,285
0,09	0,840	0,720	0,476	0,228
0,17	1,150	0,985	0,657	0,314
0,2	0,720	0,618	0,409	0,195
0,38	0,483	0,414	0,276	0,133
0,45	0,740	0,635	0,424	0,152

Для наглядного сравнения полученных результатов с существующими аналогами на рис. 3.12 приведены данные об абсолютной конусности кристаллизатора для разливки сортовых заготовок сечением 125x125 мм производства Europe Metalli и двух спроектированных в данной работе кристаллизаторов для марок стали со средним содержанием углерода 0,17 % (из рассмотренных шести марок стали она характеризуется максимальной усадкой) и 0,38 % (характеризуется минимальной усадкой).

Из анализа представленных данных можно заключить, что профиль кристаллизатора, предложенный для разливки стали с содержанием углерода 0,17 % (то же самое можно сказать о стали с содержанием  $C=0,06\%$ ) практически совпадает с профилем кристаллизатора Europe Metalli (некоторое отличие объясняется отклонением начального темпа затвердевания заготовки от закона квадратного корня, что и отражает спроектированный в данной работе профиль), а профиль кристаллизатора, спроектированный для стали с содержанием углерода 0,38 %, характеризуется намного меньшей конусностью. Аналогичные данные для случая разливки заготовок сечением 130x130 мм приведены в Приложении 3.

Для проверки правильности полученных расчетных данных на МНЛЗ ЭСПЦ ЗАО «ММЗ «ИСТИЛ (УКРАИНА)» был проведен ряд опытно-промышленных испытаний. Через гильзы производства фирмы Europe Metalli, предназначенные для разливки заготовок сечением 130x130 мм (рис. 3.12), разливались сначала заготовки из Ст3сп; при этом осуществлялся контроль износа внутренней поверхности каждого кристаллизатора после разливки 10 тыс. тонн металла. Аналогичные испытания были проведены при разливке марки стали Ст5сп. После разливки 10 тыс. тонн стали марки Ст3сп, чья усадка соответствует профилю кристаллизатора, средний износ в нижней части каждой исследованной гильзы составил в среднем 0,2 мм. Для марки

стали Ст5сп с расчетной степенью несоответствия 0,53 мм после разливки 10 тыс. тонн средняя величина износа гильз в донной части составила 0,6 мм.

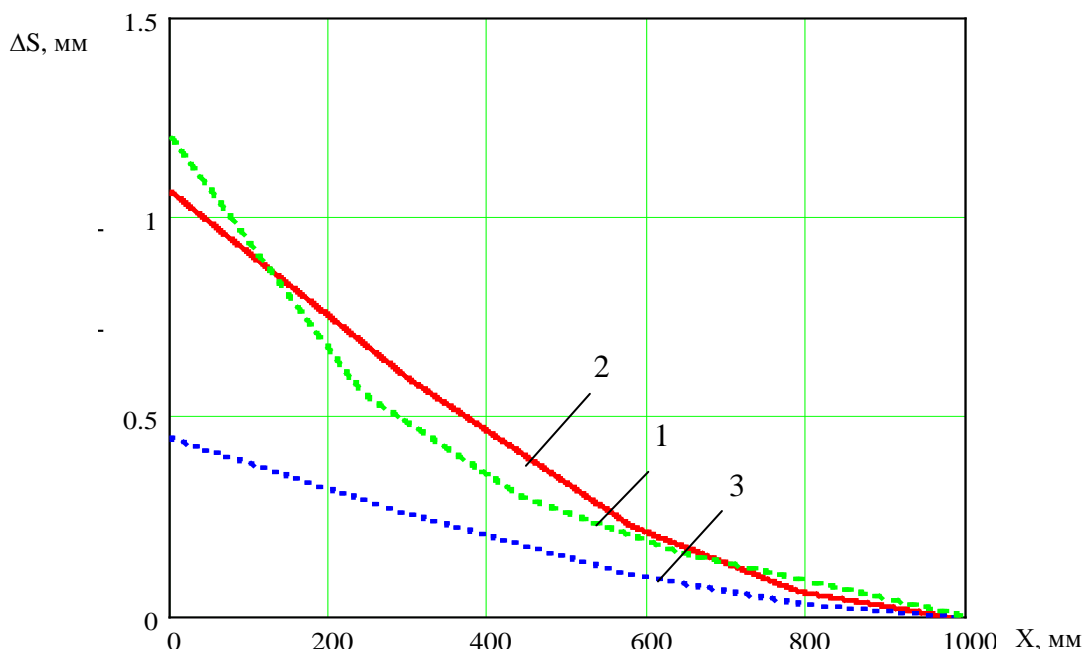


Рисунок 3.12 – Сравнение конусности спроектированных кристаллизаторов для разливки сортовых заготовок сечением 125x125 мм с известным аналогом (1 – абсолютная конусность кристаллизатора производства фирмы Europe Metalli; 2, 3 – абсолютные конусности спроектированных кристаллизаторов для разливки сталей со средним содержанием углерода 0,17 % и 0,38% соответственно).

Эти опытные данные хорошо согласуются с результатами расчетов усадки заготовок по предложенной методике. К такому выводу можно прийти, анализируя данные, приведенные на рис. К.1 (кривые, соответствующие спроектированным профилям кристаллизаторов, повторяют расчетные усадочные кривые марок стали Ст5 и Ст3). Таким образом, в сталеплавильных цехах, которые производят стали широкого марочного сортамента, целесообразно спроектировать по описанной методике профили кристаллизаторов, повторяющие кривые усадки заготовок для всех разливаемых марок стали, разбить

разливаемые стали на несколько групп по критерию схожести соответствующих спроектированных профилей кристаллизаторов и для каждой из них рассчитать и изготовить кристаллизаторы с оптимальной конусностью (на основании усреднения в пределах группы). Это позволит повысить стойкость кристаллизаторов (на практике износ, как правило, связан с несоответствием конусности гильзы усадке заготовки) и снизит вероятность появления такого дефекта геометрической формы как ромбичность.

### 3.2 Изучение неравномерности затвердевания непрерывнолитых заготовок в радиальных кристаллизаторах, вызванной воздействием падающей струи металла

Как известно, неравномерность нарастания твердой корочки у разных граней формирующегося непрерывнолитого слитка может служить причиной возникновения такого дефекта как продольные трещины в кристаллизаторе. Кроме того, большинство авторов видят в неравномерности кристаллизации главную причину образования ромбичности и сопутствующих ей внутренних трещин (особенно для высококачественных марок стали, склонных к образованию горячих трещин) [12].

Хотя ромбичность заготовок может иметь место при работе машин любого типа, даже вертикальных, несомненно, что в наибольшей степени к образованию этого дефекта склонны заготовки, отливаемые на радиальных МНЛЗ.

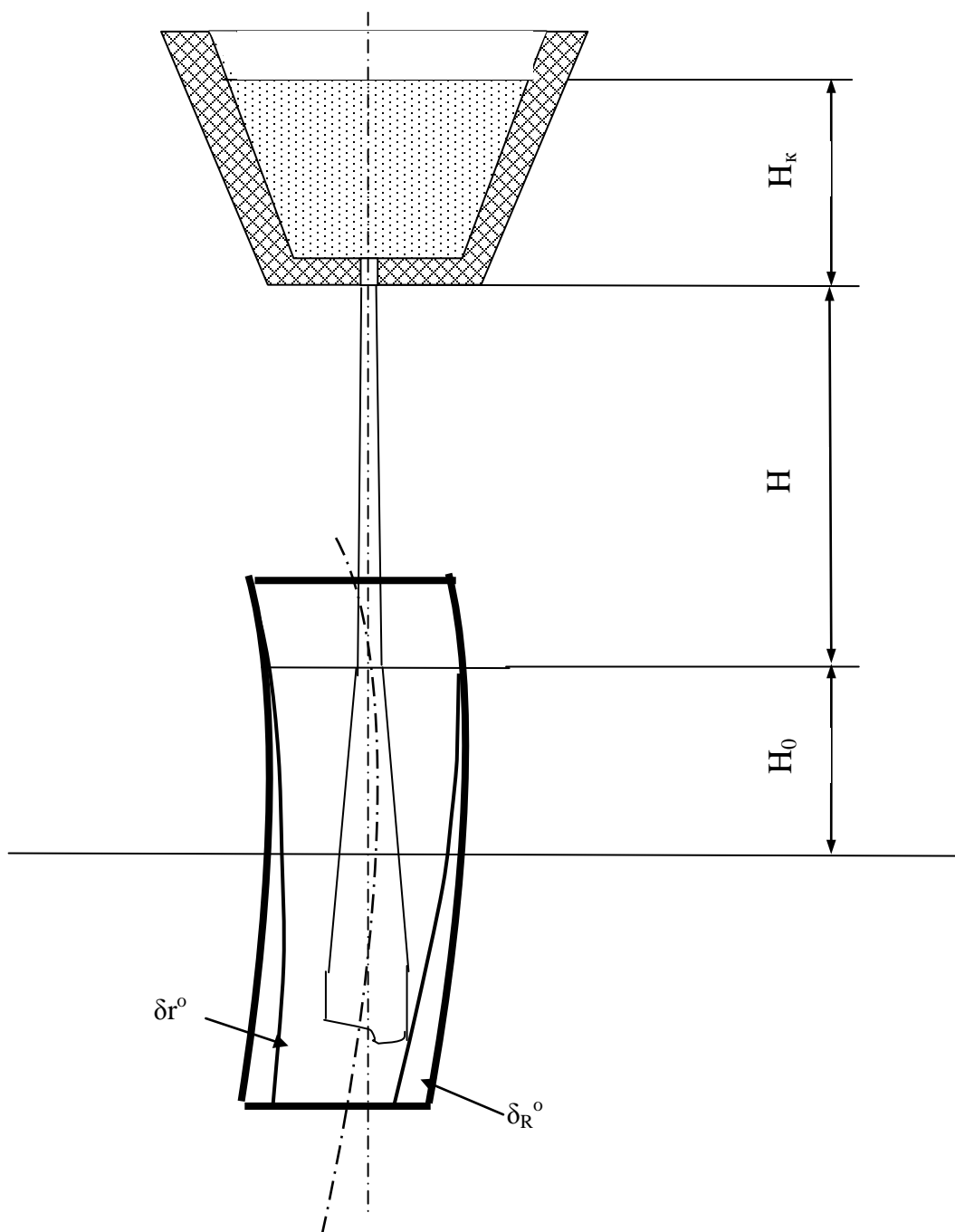


Рисунок 3.13 – Схема для расчета неравномерности кристаллизации радиальной непрерывнолитой заготовки в зависимости от высоты падения струи

$H_0$  – расстояние от мениска до горизонтальной линии, проходящей из центра кривизны;

$H_k$  – высота ванны металла в промежуточном ковше;

$H$  – высота падения струи металла из промежуточного ковша;

$\delta_R^\circ$  – корочка, растущая от грани большого радиуса;

$\delta_r^\circ$  – корочка, растущая от грани малого радиуса.



Согласно общепринятому мнению, различие скорости кристаллизации по радиальным сторонам формирующейся непрерывнолитой заготовки объясняется тем, что в плоскости, проходящей через ось струи параллельно боковым стенкам, максимальные восходящие потоки наблюдаются у одной из криволинейных стенок, а минимальные – у другой [175]. Причем качественный и количественный характер распределения скоростей в зоне воздействия струи в радиальном кристаллизаторе определяется такими параметрами как расстояние от мениска до горизонтальной оси из центра кривизны, высота падения струи, диаметр стакана-дозатора (рис. 3.13).

Для исследования смещения падающей струи относительно продольной оси радиального кристаллизатора был проведен анализ данного явления, основанный на использовании геометрических характеристик конкретных кристаллизаторов для разлива сортовых заготовок и известных экспериментальных данных о закономерностях развития падающей струи в объеме жидкого металла, заключенного в кристаллизаторе [31].

На основании анализа конструктивных параметров гильзы кристаллизатора производства фирмы Europe Metalli для разлива сортовых заготовок сечением 130x130 мм была изучена зависимость смещения оси падающей струи от оси радиального кристаллизатора в зависимости от продольной координаты, отсчитанной вдоль оси гильзы. Графическое представление этой зависимости дано на рис. 3.14 (расчет выполнен для реальных конструктивных параметров названного кристаллизатора: базовый радиус  $R_{\text{баз}}=8$  м, расстояние от мениска до горизонтальной линии из центра кривизны  $H_0=300$  мм).

Как видно из анализа полученной информации, максимальное смещение составляет 5,6 мм. В целом характер поведения струи (для рассматриваемого случая  $H_0 = 300$  мм, а также учитывая тот факт, что согласно экспериментальным

данным длина струи составляет 450 мм) можно описать следующим образом. Проходя участок от мениска до горизонтальной оси из центра кривизны, струя смещена в сторону грани малого радиуса, и по мере приближения к горизонтальной линии из центра кривизны это смещение увеличивается, достигая максимума в момент их пересечения. Продолжая свое движение вниз от горизонтальной линии из центра кривизны, струя начинает постепенно удаляться от грани малого радиуса. Однако до пересечения струей оси кристаллизатора будет сохранено смещение струи к грани малого радиуса.

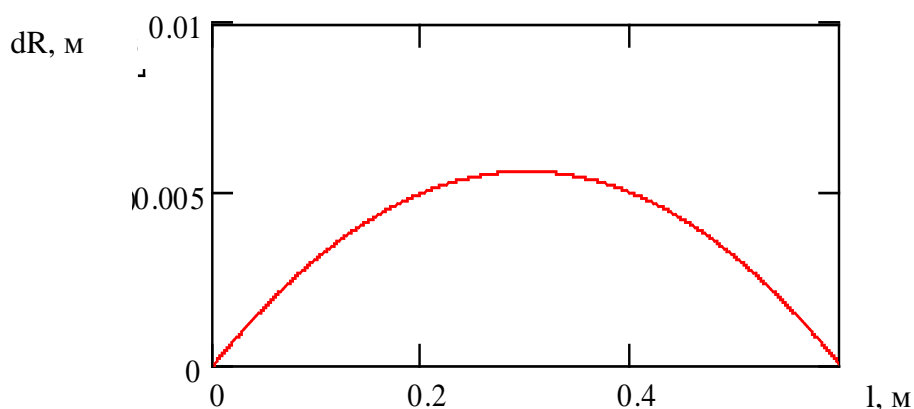


Рисунок 3.14 – Смещение оси струи относительно продольной оси кристаллизатора в зависимости от продольной координаты для кристаллизатора производства фирмы Europe Metall, предназначенного для разлива сортовых заготовок сечением 130x130 мм

Автором получены расчетные данные о зависимости смещения оси струи относительно оси радиального кристаллизатора от величины базового радиуса МНЛЗ и от расстояния от мениска до горизонтальной линии из центра кривизны (рис. 3.15 и 3.16). Анализ этой информации позволяет заключить, что уменьшение радиуса МНЛЗ приводит к увеличению степени асимметричности в распределении потоков жидкого металла между радиальными стенками. С другой стороны можно отметить, что для больших значений базового

радиуса (более 8 м) дальнейшее увеличение значения этой величины становится менее эффективным (рис. 3.15).

Влияние расстояния от мениска до горизонтальной линии из центра кривизны изучено в работе [175] на водяных моделях. Информация, полученная в данной работе на основании анализа геометрических характеристик гильз кристаллизаторов, полностью согласуется с данными вышеназванного источника. На рис. 3.16 представлены данные о смещении оси струи относительно продольной оси кристаллизатора в горизонтальной плоскости, проходящей через центр кривизны. Из анализа приведенной информации можно заключить, что увеличение расстояния от мениска до горизонтальной линии из центра кривизны свыше 300 мм приводит к дальнейшему увеличению степени несимметричности распределения скоростных потоков металла между радиальными стенками. Уменьшение расстояния от мениска до горизонтальной линии из центра кривизны до 0 коренным образом меняет характер распределения потоков струи между радиальными гранями заготовки. Теперь в зоне преимущественного действия нисходящих потоков оказывается грань большого радиуса.

С научной и практической точки зрения важно ответить на вопрос о том, как влияет несимметричное распределение потоков жидкого металла в зоне вынужденной конвекции на развитие неравномерности кристаллизации. Для проведения объективного исследования названных явлений в данной работе параллельно используются построенная автором упрощенная теоретическая модель, объясняющая причины зарождения неравномерности кристаллизации, и описанная ранее математическая модель непрерывной разливки стали и тепловой обработки заготовок, позволяющая учесть влияние динамических потоков при решении дифференциального уравнения нестационарной теплопроводности.

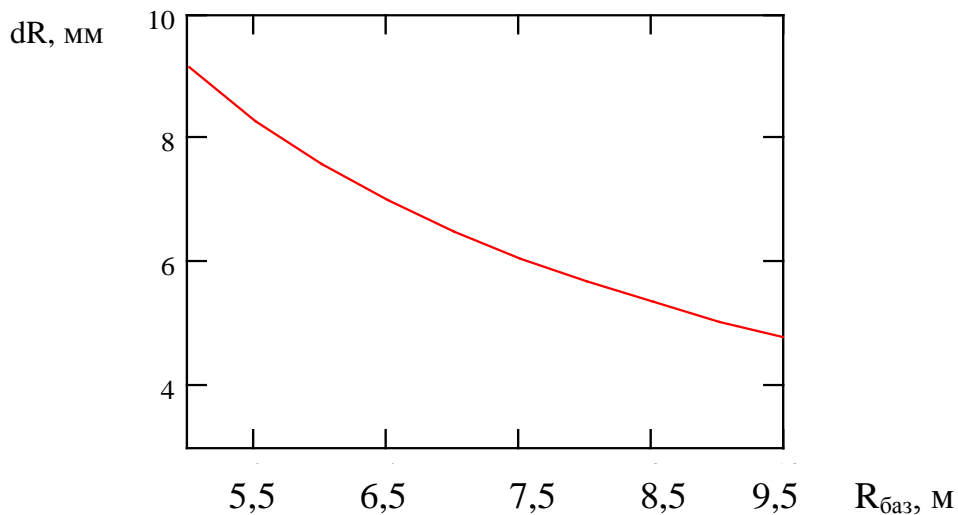


Рисунок 3.15 – Зависимость смещения оси струи относительно продольной оси кристаллизатора в горизонтальной плоскости, проходящей через центр кривизны, в зависимости от базового радиуса МНЛЗ

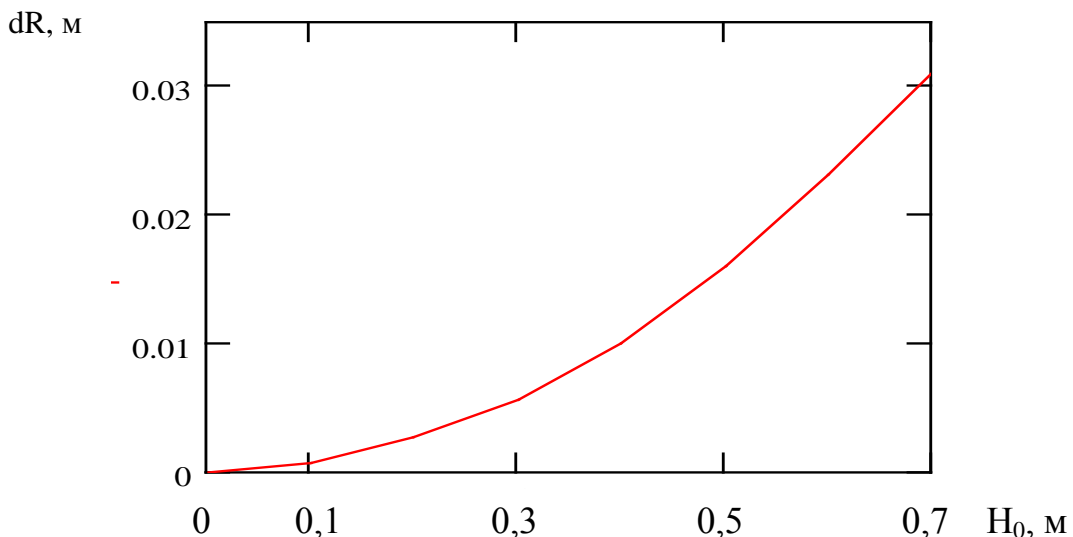


Рисунок 3.16 – Зависимость смещения оси струи относительно продольной оси кристаллизатора в горизонтальной плоскости, проходящей через центр кривизны, от расстояния от мениска до горизонтальной линии из центра кривизны

*Теоретическая модель зарождения неравномерности кристаллизации при непрерывной разливке стали на радиальных машинах*

Известно, что значительная часть перегрева жидкого металла снимается в кристаллизаторе. В каждый момент времени в кристаллизаторе должна отводиться следующая часть тепла перегрева жидкого металла:  $q = S^2 v \rho c \Delta t$ , где  $S$  – поперечный

размер заготовки, м;  $v$  – скорость разливки, м/с;  $c$  – теплоемкость жидкого металла, кДж/(кг·К);  $\Delta t$  – усредненное падение температуры жидкого металла в кристаллизаторе, °С.

Естественным является предположение о том, что данный тепловой поток отводится на участке, расположенном от мениска до исчезновения струи в объеме жидкого металла, наполняющего кристаллизатор.

Асимметричность распределения потоков жидкого металла приводит к неравномерной отдаче избыточного тепла жидкого металла радиальным стенкам. Обозначим степень неравномерности как  $\chi = Y_R/Y_r$ . Для определения величин  $Y_R$  и  $Y_r$  использована описанная в Приложении Б методика.

Из практики известно, что турбулентный характер струи при прочих равных условиях определяется высотой падения струи и однозначно увеличивается с ее ростом. На основании данных работы [174] сделано предположение, что коэффициент турбулентной структуры струи линейно зависит от высоты падения открытой струи и составляет 0,09 при гипотетической нулевой высоте падения и 0,11 для высоты падения 0,6 м. Для закрытой струи предполагается отсутствие подсоса воздуха в стык между стаканом-дозатором и погружным стаканом, а потому коэффициент турбулентной структуры струи выбран равным 0,09. Кроме того, в этом случае учтено, что струя входит в ванну жидкого металла уменьшенным сечением.

Примем общее тепло перегрева, отводимое через радиальные стенки, за единицу, а тепло, отводимое через грани малого и большого радиуса за  $x$  и  $y$  соответственно. Причем  $x+y=1$ . Введем величину  $z=x-y$ , которая по физическому смыслу отражает абсолютную степень неравномерности распределения тепла между радиальными стенками.

Тогда одной из граней воспринимается избыточное количество тепла:

$$q_{изб} = \bar{z} \cdot \frac{q}{2},$$

где  $\bar{z}$  – среднеинтегральная абсолютная степень несимметричности отвода тепла через радиальные грани.

Распределение величин  $x$ ,  $y$ ,  $z$  в зависимости от продольной координаты для случая разливки сортовых заготовок сечением 130x130 мм на 8-метровой радиальной МНЛЗ при высоте падения открытой струи металла 0,6 м в кристаллизатор с расстоянием от мениска до горизонтальной линии из центра кривизны, равном 300 мм, приведено на рис. 3.17.

По физическому смыслу величина  $q_{изб}$  представляет собой избыточное тепло отведенное через одну из радиальных граней (в нашем случае грань малого радиуса). Для того, чтобы выяснить влияние несимметричности теплоотвода на продвижение фронта затвердевания вводится понятие приведенного избыточного тепла  $\xi_{каж}$ , которое представляет собой толщину корки, соответствующую отведению количества тепла, равного  $q_{изб}$ . Анализ движения расчетного сечения вдоль кристаллизатора со скоростью вытягивания и его теплового взаимодействия с металлом жидкой лунки позволили получить следующую зависимость для определения приведенного избыточного тепла [31]:

$$\xi_{каж} = \frac{\bar{z} \cdot q}{2 \cdot S \cdot \rho \cdot \gamma \cdot q_{кр} \cdot v}, \quad (3.5)$$

где  $\gamma$  – коэффициент, учитывающий необходимость полного снятия тепла перегрева от затвердевающих порций металла.

При помощи описанной теоретической модели проводилось исследование неравномерности кристаллизации в зависимости от значения базового радиуса МНЛЗ, расстояния от мениска до горизонтальной линии из центра кривизны и от высоты падения струи (рис. 3.18; рис. 3.19; рис. 3.20).

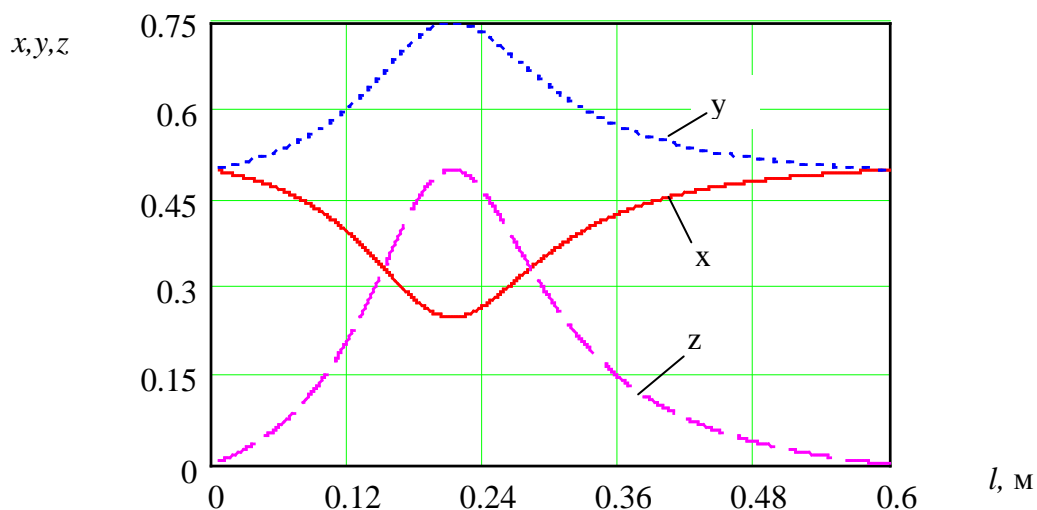


Рисунок 3.17 – Распределение долей избыточного тепла, отводимого через грани большого и малого радиуса, и степени несимметричности теплоотвода по длине кристаллизатора

расчетные данные о зависимости приведенного избыточного тепла от базового радиуса МНЛЗ приведены на рис. 3.18 (при расчетах значения других значимых факторов были установлены на следующем уровне: высота мениска над горизонтальной линией из центра кривизны  $H_0 = 300$  мм, высота падения струи металла из промежуточного ковша  $h_{над} = 0,6$  м). Анализ представленной информации позволяет заключить, что уменьшение базового радиуса МНЛЗ приводит к увеличению приведенного избыточного тепла, полученного гранью малого радиуса, т.е. к увеличению степени неравномерности кристаллизации.

На рис. 3.19. представлены расчетные данные, описывающие зависимость приведенного избыточного тепла от расстояния от мениска до горизонтальной линии из центра кривизны (значения других влияющих факторов были зафиксированы на следующих уровнях: базовый радиус МНЛЗ  $R_{баз} = 8$  м, высота падения струи металла из промежуточного ковша  $h_{над} = 0,6$  м).

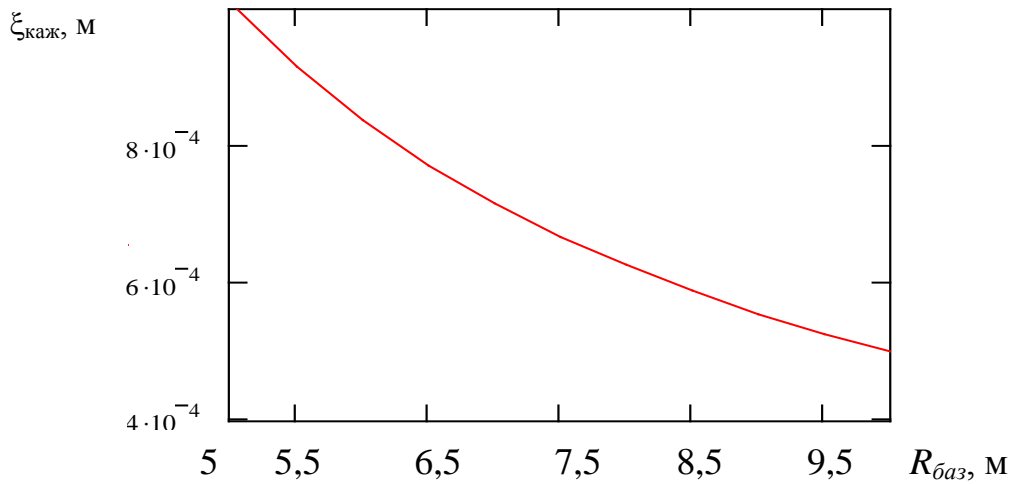


Рисунок 3.18 – Приведенное избыточное тепло, отводимое через грань малого радиуса, в зависимости от базового радиуса МНЛЗ.

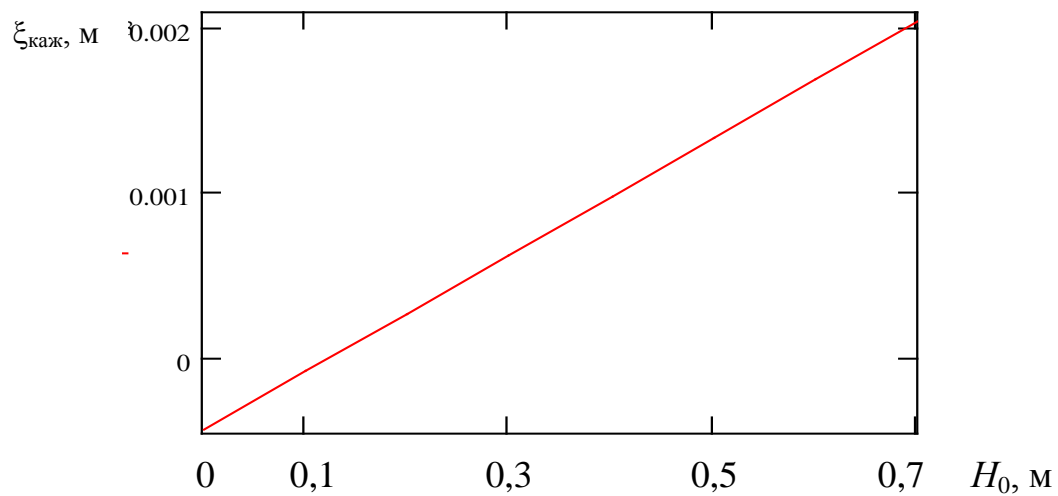


Рисунок 3.19 – Приведенное избыточное тепло, отводимое через грань малого радиуса, в зависимости от расстояния от мениска до горизонтальной линии из центра кривизны.

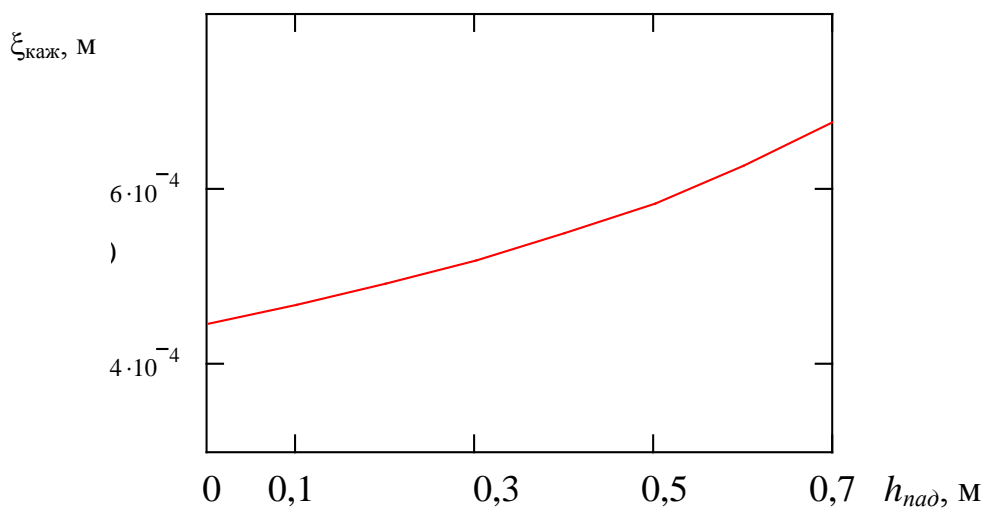


Рисунок 3.20 – Приведенное избыточное тепло, отводимое через грань малого радиуса, в зависимости от высоты падения струи



Анализируя полученную информацию можно отметить, что при особо малых значениях исследуемого фактора (менее 200 мм) приведенное избыточное тепло принимает отрицательный знак, что говорит о возможности некоторого подтормаживания продвижения фронта затвердевания у грани большого радиуса. Однако дальнейшее увеличение расстояния от мениска до горизонтальной линии из центра кривизны приводит к качественному изменению картины неравномерности кристаллизации (более характерному для практики разливки сортовых заготовок на радиальных МНЛЗ). Причем приведенное избыточное тепло, отведенное через грань малого радиуса приобретает тем большее значение, чем больше значение фактора  $H_0$ .

Результаты исследования влияния высоты падения струи на неравномерность кристаллизации представлены на рис. 3.20 (значения других факторов зафиксированы на следующих уровнях: высота мениска над горизонтальной линией из центра кривизны  $H_0 = 300$  мм, базовый радиус МНЛЗ  $R_{баз} = 8$  м). Увеличение высоты падения струи неизменно приводит к росту избыточного тепла полученного гранью малого радиуса и создает условия для некоторого подтормаживания скорости продвижения фронта кристаллизации от этой грани.

Поскольку такие характеристики как базовый радиус и расстояние от мениска до горизонтальной линии из центра кривизны заложены в конструкцию каждой конкретной МНЛЗ и не могут быть изменены без ее пересмотра (некоторое изменение величины  $H_0$  возможно за счет изменения уровня налива металла в кристаллизатор в допустимых пределах), то изменение в характере неравномерности продвижения фронта кристаллизации между радиальными гранями может внести только высота падения струи металла.

Ниже приводится исследование влияния высоты падения струи металла из промежуточного ковша на неравномерность

затвердевания заготовки в кристаллизаторе при помощи разработанной в данной работе математической модели, позволяющей учесть влияние скоростных потоков металла жидкой лунки при решении дифференциального уравнения нестационарной теплопроводности.

В качестве исходных параметров для расчета необходимо задать:

- расстояние от мениска до горизонтальной оси из центра кривизны;
- диаметр стакана-дозатора;
- высоту ванны металла в промежуточном ковше;
- различные варианты высоты падения струи, для которых будут выполнены расчеты;
- для каждого из расчетных вариантов высоте падения должен быть сопоставлен коэффициент турбулентной структуры струи.

Поскольку в практике непрерывной разливки стали на сортовых машинах в большинстве случаев высота мениска над горизонтальной линией из центра кривизны составляет около 300 мм, то все последующие расчеты выполнены именно для этого значения. Для изучения выбраны три случая разливки открытой струей, в которых высота падения струи составляет 200, 400 600 мм соответственно и вариант разливки закрытой струей при помощи погружного стакана длиной 600 мм. Проведено две серии численных экспериментов для следующих исходных данных: первый эксперимент – марка стали Ст5сп, скорость разливки 3,2 м/мин, диаметр стакана-дозатора 16 мм; второй эксперимент – марка стали Ст5сп, скорость разливки 5 м/мин, диаметр стакана-дозатора 21 мм. Результаты проведения первого эксперимента представлены на рис. 3.21.

Возможность более удобного совместного анализа полученной информации может быть получена при рассмотрении относительной разницы толщин твердой корки у граней большого и малого радиуса  $\Delta = (\delta_R - \delta_r) / \delta_r \cdot 100, \%$ .

Изучение этих данных (рис. 3.22) позволяет прийти к выводу о том, что в зависимости от высоты падения струи меняется характер неравномерности нарастания твердой корки.

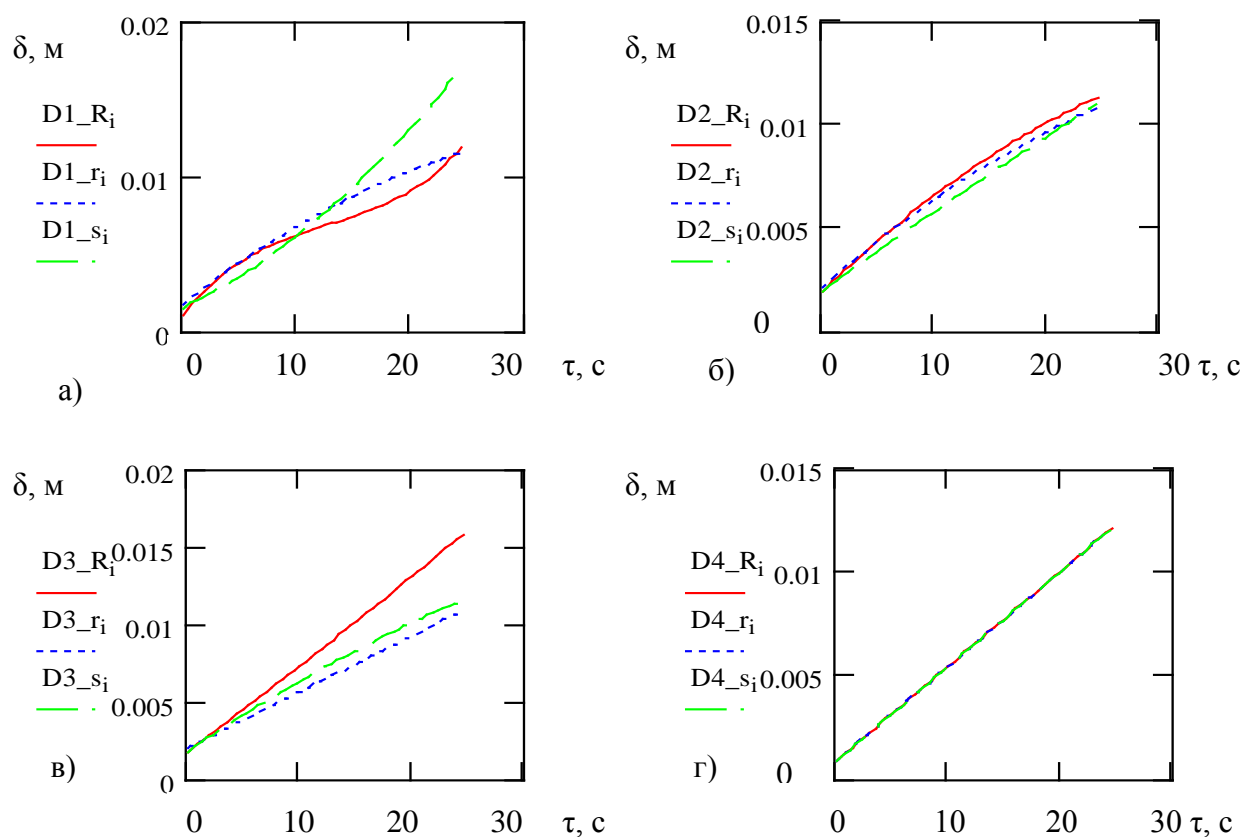


Рисунок 3.21 – Динамика кристаллизации металла около граней радиального слитка для разных высот падения струи металла из проковша.

(а – 200 мм; б – 400 мм; в – 600 мм; г – закрытая струя)

$D1_R, D1_r, D1_s$  – данные о динамике нарастания твердой корочки у граней большого, малого радиуса и у плоских стенок соответственно в первом численном эксперименте (для остальных экспериментов структура обозначений та же, причем цифра обозначает номер

При малой высоте падения (200 мм) скорость кристаллизации у малого радиуса преобладает над скоростью кристаллизации у большого радиуса, при большой высоте падения наблюдается обратная ситуация. Интересен тот факт, что при высоте падения струи 400 мм динамика нарастания твердой

корочки у разных граней практически одинакова. Согласно расчетам идеальным в этом плане представляется случай непрерывной разливки стали закрытой струей через погружной стакан.

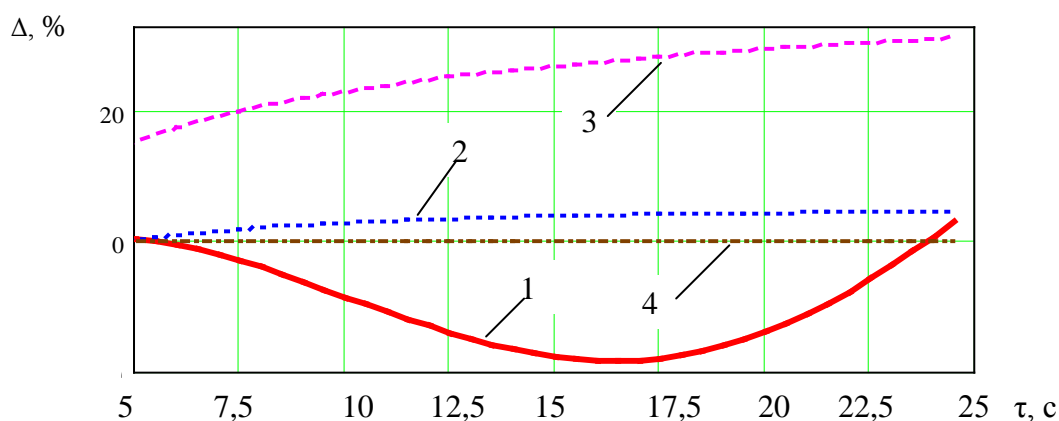


Рисунок 3.22 – Расчетные данные о неравномерности нарастания твердой корки у радиальных граней криволинейного слитка в зависимости от высоты падения струи для скорости разливки 3,2 м/мин. (1, 2, 3 – относительная неравномерность нарастания твердой корки у радиальных граней для случая разливки металла открытой струей с высоты 200 мм, 400 мм, 600 мм соответственно; 4 – закрытая струя 600 мм)

Результаты проведения второго численного эксперимента представлены на рис. 3.23. Анализ представленной информации позволяет заключить, что только в случае разливки металла открытой струей при высоте ее падения 600 мм наблюдается отставание скорости кристаллизации у грани малого радиуса. Согласно результатам расчетов во всех остальных случаях (открытая струя 200 и 400 мм, а также закрытая струя 600 мм) продвижение фронтов кристаллизации у всех граней симметрично.

Результаты расчетов еще раз подтвердили тот факт, что высота падения струи влияет на характер динамических явлений, протекающих в кристаллизаторе.

При высоте падения открытой струи 600 мм неизменно наблюдается отставание скорости затвердевания у грани малого

радиуса. Этот факт объясняется интенсивным раскрытием струи сразу же после попадания под мениск жидкого металла в кристаллизаторе. При этом пока она не пересечет ось кристаллизатора (рис. 3.13), смещением нисходящих потоков в сторону грани малого радиуса будет оказано тормозящее воздействие на фронт кристаллизации, продвигающийся от этой грани.

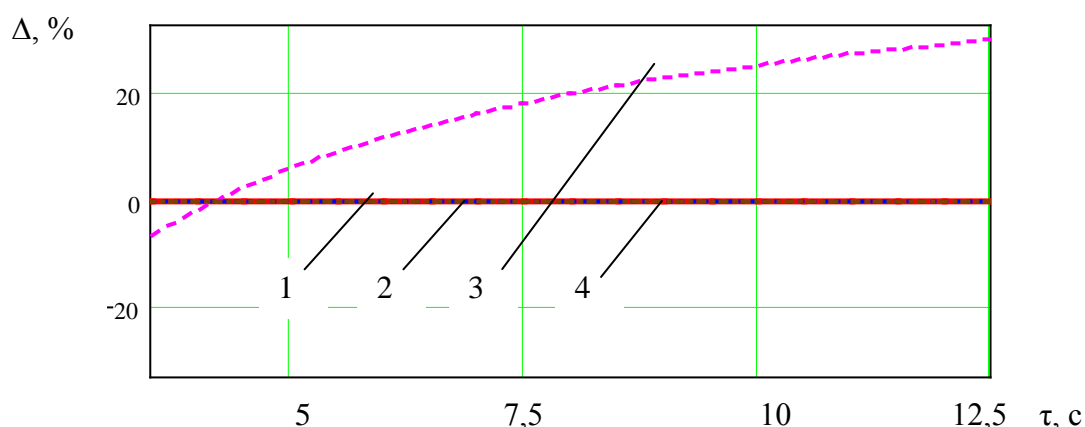


Рисунок 3.23 – Расчетные данные о неравномерности нарастания твердой корки у радиальных граней криволинейного слитка в зависимости от высоты падения струи для скорости разливки 5 м/мин.

(1, 2, 3 – относительная неравномерность нарастания твердой корки у радиальных граней для случая разливки металла открытой струей с высоты 200 мм, 400 мм, 600 мм соответственно; 4 – закрытая струя

Различный характер неравномерности кристаллизации при разливке металла открытой струей с высоты 200 мм для скоростей разливки 3,2 и 5 м/мин объясняется тем, что при более низкой скорости время пребывания каждого элемента оболочки заготовки в кристаллизаторе больше, следовательно, дольше длится воздействие несимметричных потоков металла. Кроме того, рост скорости разливки всегда приводит к некоторому увеличению теплового потока, отводимого от корочки заготовки, так что доля избыточного тепла, подведенная струей металла, по отношению к общему потоку уменьшается.

Анализируя результаты численных экспериментов, проведенных для двух уровней скорости разливки, можно заключить, что оптимальной с точки зрения равномерности кристаллизации у радиальных граней является высота падения струи металла 400 мм.

Возможность экспериментальной проверки достоверности расчетных данных в полной мере в условиях большинства радиальных сортовых МНЛЗ довольно ограничена, так как высота падения открытой струи определяется конструкцией аварийных желобов (рис. 3.24) и без ее смены может быть изменена в узких пределах порядка 50-150 мм за счет уменьшения высоты огнеупорной обмазки желобов или угла их наклона. Кроме того, уменьшение высоты падения струи ограничивается необходимостью иметь свободное пространство для наблюдения за состоянием мениска. Но, как видно из сказанного, в некоторой мере приблизить высоту падения струи к величине 400 мм (идеальный результат для всего диапазона скоростей согласно расчетам) вполне возможно. Так на ЗАО «ММЗ «ИСТИЛ (Украина)» была проведена работа по уменьшению высоты падения струи с 650мм до 550мм.

Полученные данные свидетельствуют о необходимости уменьшения высоты падения открытой струи для каждой конкретной МНЛЗ, что должно привести к выравниванию скорости продвижения фронта кристаллизации у радиальных граней заготовки, и, следовательно, снизить вероятность появления продольных трещин в кристаллизаторе, ромбичности и связанных с ней внутренних трещин, а также уменьшить степень износа гильз кристаллизаторов, как явления, связанного с ромбичностью.

Кроме того, уменьшение высоты падения струи повышает степень организации падающей струи и снижает ее кинетическую энергию, что позволяет уменьшить разбрызгивание металла при ударе струи о мениск, сократить количество металла,

налипающего на свободную поверхность кристаллизатора, улучшает условия труда разлищика.

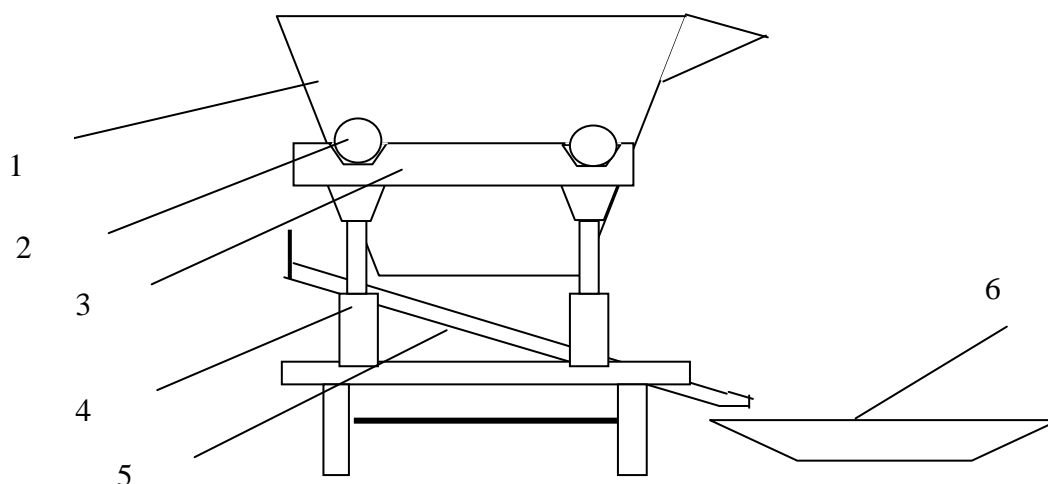


Рисунок 3.24 – Схема установки промежуточного ковша на тележке

- 1 – промежуточный ковш;
- 2 – цапфа промежуточного ковша;
- 3 – опорная балка;
- 4 – гидроцилиндр;
- 5 – аварийный желоб;
- 6 – емкость для аварийного слива металла.

### 3.3 Разработка методики контроля тепловых процессов, протекающих в кристаллизаторе

В разделе 1.1 было показано, что существенным моментом для осознанного управления процессами, протекающими в кристаллизаторе, является контроль теплоотвода на этом участке МНЛЗ. На основании величины отводимого теплового потока или напрямую коррелируемой с ним величины можно выносить суждение об оптимальности процесса теплоотвода или его отклонениях от нормы (неравномерное, недостаточное или чрезмерное охлаждение).

Ниже проанализированы некоторые аспекты влияния неравномерного охлаждения заготовок в зоне первичного охлаждения, вызванного неравномерным износом гильз кристаллизаторов, на температурное поле заготовок.

Анализ данных об износе гильз кристаллизаторов показывает, что проявление неравномерности износа более вероятно для угловых областей гильзы. Особенно интенсивно такой износ развивается при значительной степени несоответствия внутреннего профиля кристаллизатора усадке заготовок [22]. Следовательно, более вероятным является появление неравномерности теплоотвода в угловых областях заготовок.

Эта гипотеза подтверждается практическими наблюдениями, когда при разливке заготовок с высокой степенью развития ромбичности на выходе из кристаллизатора визуально можно идентифицировать угол с температурой, значительно превышающей, как температуру остальных углов, так и центров граней.

Поэтому далее в работе анализируются только случаи с неравномерным охлаждением угловых областей заготовок [199].

В качестве инструмента для исследования использована созданная в работе математическая модель, представленная в разделе 2.

Однако в отличие от базового подхода, предусмотренного в разделе 2, согласно которому для всей поверхности заготовки в кристаллизаторе задается среднее значение коэффициента теплоотдачи, здесь применен иной подход, что связано со спецификой поставленной в данном подразделе задачи. Для анализа возможности возникновения неравномерного теплоотвода в угловых областях заготовки, вызванного износом покрытия кристаллизатора, более удобным оказывается использование концепции эффективной толщины газового зазора. В этом случае значение коэффициента теплоотдачи от поверхности заготовки к внутренней поверхности гильзы кристаллизатора определяется при помощи следующего выражения [176]:



$$\alpha_{\Sigma} = \alpha_{\kappa} + \alpha_{\lambda} = (\lambda_3 / \delta_3) + \frac{\varepsilon_{np} C_0 [(T_n / 100)^4 - (T_{cm} / 100)^4]}{(T_n - T_{cm})}, \quad (3.6)$$

где  $\lambda_3$  – теплопроводность газовой смеси прослойки, Вт/(м·К);

$\delta_3$  – эффективная толщина газового зазора, м;

$T_n$  – температура поверхности заготовки, К;

$T_{cm}$  – температура внутренней стенки кристаллизатора, К;

$\varepsilon_{np}$  – приведенная степень черноты при лучистом теплообмене между поверхностью заготовки и внутренней стенкой кристаллизатора, равная 0,62 [176];

$C_0 = 5,67$  – постоянная излучения абсолютно черного тела, Вт/(м<sup>2</sup>·К<sup>4</sup>).

В работе [176] рекомендуется принимать теплопроводность газовой прослойки равной 0,09 Вт/(м·К), что соответствует теплопроводности газовой смеси, содержащей 12 % Н<sub>2</sub>.

Продифференцировав выражение (3.6) по толщине зазора, получим функцию  $\beta(\delta) = \frac{d\alpha}{d\delta}$ , описывающую темп падения

величины коэффициента теплоотдачи с ростом эффективной толщины газового зазора. Определенный интеграл от этой функции в пределах от  $\delta_{нач}$  до  $\delta$  показывает, на какую величину

снизится значение коэффициента теплоотдачи  $\Delta\alpha = \int_{\delta_{нач}}^{\delta} \beta \cdot d\delta$  при

увеличении эффективной толщины газового зазора в указанных пределах.

В работе в качестве среднего значения коэффициента теплоотдачи для всей поверхности заготовки в кристаллизаторе принято значение 1800 Вт/(м<sup>2</sup>·К). При использовании концепции эффективной толщины газового зазора среднему (базовому) значению коэффициента теплоотдачи соответствует эффективная толщина зазора 0,053 мм (если принять, что средняя температура

поверхности заготовки в кристаллизаторе  $1000^{\circ}\text{C}$ , а температура внутренней поверхности гильзы кристаллизатора  $100^{\circ}\text{C}$ ).

В таблице 3.2 приведены рассчитанные значения эффективной толщины газовых зазоров для случаев, когда интенсивность теплоотдачи снижена на 50, 40, 30, 20, 10% от базовой величины.

Величина реальной толщины зазора меняется по поверхности заготовки (от 0 до некоторого максимального значения  $\delta_{\text{max}}$ ) и носит вероятностный характер. Несомненно, что  $\delta_{\text{эф}} < \delta_{\text{max}}$ . Тем не менее, эти величины имеют один порядок. Из таблицы 3.2 видно, что для уменьшения теплоотдачи на 50 % необходимо увеличить эффективную толщину зазора на 0,065 мм. Для сравнения толщина хром-покрытия составляет 0,1 мм. Отсюда видно, что неравномерный износ внутренней поверхности гильзы кристаллизатора в сочетании с несимметричным силовым взаимодействием корочки формирующейся заготовки с гильзой могут привести к значительной неравномерности охлаждения угловых областей заготовки.

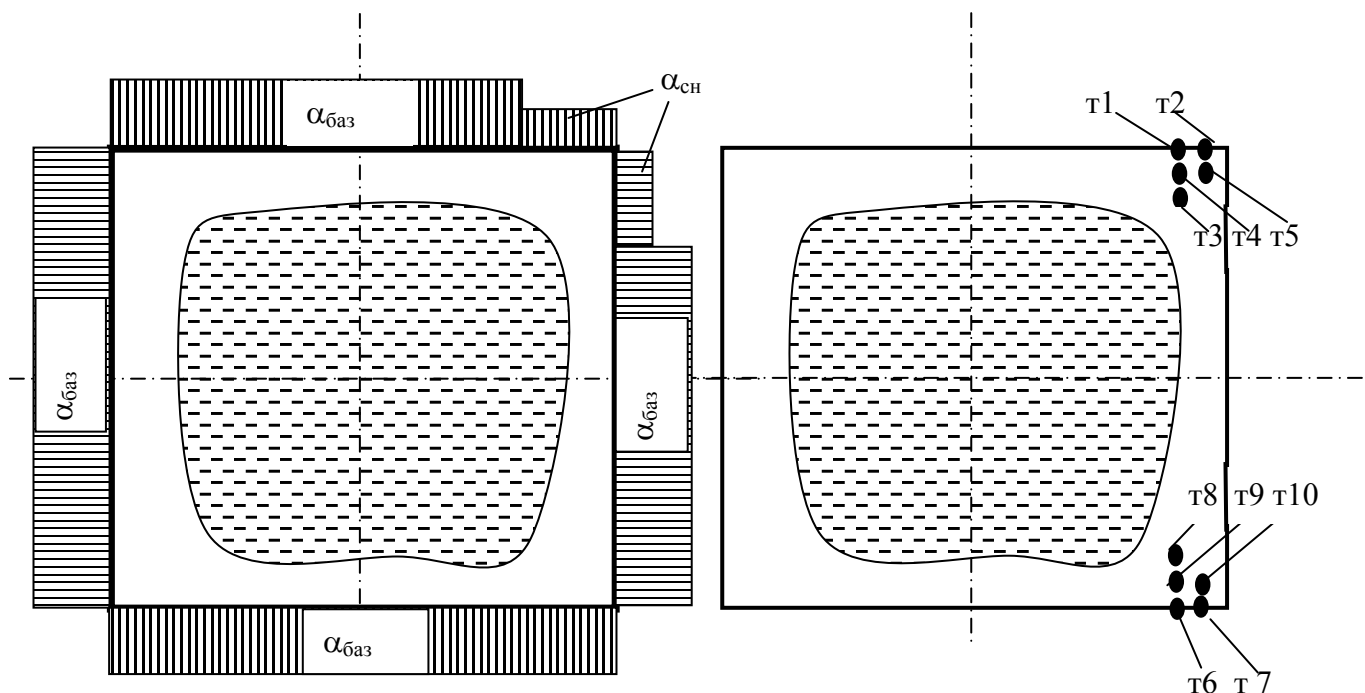
Ниже при помощи численных экспериментов проанализированы случаи, когда одна из угловых областей контактирует с участком гильзы кристаллизатора с более изношенной поверхностью. Для всей поверхности расчетного сечения заготовки, за исключением правого верхнего угла, задавалось значение базового коэффициента теплоотдачи  $1800 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$ . Для названной области (правый верхний угол) на участке от мениска до 500 мм значение коэффициента теплоотдачи равнялось базовому, а далее на участке от 500 до 900 мм поочередно задавалось, согласно таблице 3.2, значение коэффициента теплоотдачи на 50, 40, 30, 20, 10 % меньше базового. Эпюра коэффициентов теплоотдачи на поверхности расчетного сечения на участке от 500 до 900 мм представлена на

рис. 3.25а. Для анализа несимметричности температурного поля в области расчетного сечения заготовки выделен ряд точек (рис. 3.25б):  $t_1, t_2, t_3, t_4, t_5$  – точки лежащие в угловой области с меньшей интенсивностью охлаждения;  $t_6, t_7, t_8, t_9, t_{10}$  – точки лежащие в угловой области с базовой интенсивностью охлаждения.

Таблица 3.2 – Набор соответствующих значений эффективной толщины газового зазора и коэффициентов теплоотдачи

№ опыта	1	2	3	4	5
Снижение коэффициента теплоотдачи в % от базового	50	40	30	20	10
Величина коэффициента теплоотдачи, Вт/(м <sup>2</sup> ·К)	900	1080	1260	1440	1620
Толщина зазора, мм	0,118	0,095	0,08	0,069	0,061
Превышение над условной величиной зазора 0,053 мм	0,065	0,042	0,027	0,016	0,008

При задании граничных условий теплообмена в зоне вторичного охлаждения (ЗВО) предполагается, что вся поверхность заготовки в пределах первого сектора орошается водой. Значение коэффициента теплоотдачи 1600 Вт/(м<sup>2</sup>·К). Длина первого сектора 0,55 м.



$t_1, t_6$  – симметричные точки, лежащие на поверхности граней на расстоянии 14,4 мм от правой грани;  $t_2, t_7$  – на поверхности граней на расстоянии 7,2 мм от правой грани;  $t_3, t_8$  – на глубине 14,4 мм на расстоянии 14,4 мм от правой грани;  $t_4, t_9$  – на глубине 7,2 мм на расстоянии 14,4 мм от правой грани;  $t_5, t_{10}$  – на глубине 7,2 мм на расстоянии 7,2 мм от правой грани.

$\alpha_{\text{баз}}$  – базовый уровень интенсивности охлаждения;  $\alpha_{\text{сн}}$  – пониженный уровень интенсивности охлаждения

Рисунок 3.25 – Графическое представление условий проведения серии численных экспериментов а) схема неравномерности охлаждения поверхности заготовки; б) нанесение исследуемых точек на расчетном сечении заготовки

Длина 2-го сектора 2 м, на этой длине с равномерным шагом установлены 20 форсунок, радиус факела форсунки 5 см, коэффициент теплоотдачи в области факела 1200 Вт/(м<sup>2</sup>·К). Для области сухих неорошаемых углов и схода паровой пленки локальные значения коэффициентов теплоотдачи заданы по опыту работы [172] 130 и 220 Вт/(м<sup>2</sup>·К) соответственно.

В результате проведения численных экспериментов в каждом из которых значение ослабленного коэффициента теплоотдачи задавалось на основании соответствующих столбцов таблицы 3.2 получены данные о разнице температурных

состояний симметричных точек в угловых частях заготовки, находящихся в отличающихся условиях охлаждения.

Полученные результаты систематизированы в таблице 3.3, а для граничных рассмотренных случаев (снижение интенсивности охлаждения на 10 и 50%) приведена графическая интерпретация: изменение температуры поверхностных точек  $t_1$ ,  $t_2$ ,  $t_6$ ,  $t_7$  приведено на рис. 3.25, а изменение температуры точек, лежащих в массиве металла, приведено на рис. 3.26.

Анализ полученных результатов показывает, что в момент попадания углового участка в область с ослабленным охлаждением практически моментально формируется разница температур для симметричных точек на поверхности заготовки (лежащих в областях с различными интенсивностями охлаждения) (рис. 3.26) и далее эта несимметричность с затухающей скоростью проникает внутрь заготовки (рис. 3.27). До выхода из кристаллизатора разница температур между точками на поверхности является наибольшей для всех рассмотренных пар симметричных точек (рис. 3.2, рис. 3.3). При выходе из кристаллизатора разница температур симметричных точек на поверхности заготовки резко уменьшается и становится меньше, чем максимальная разница температур для симметричных точек, лежащих в массиве металла (рис. 3.26, рис 3.27).

При охлаждении в ЗВО сформированная в кристаллизаторе разница температур постепенно уменьшается. Особенно ощутимо это снижение до конца первого сектора ЗВО (участок технологической оси от 900 до 1455 мм). Остаточная разница температур, полученная к концу первого сектора, с незначительной скоростью снижается во втором секторе.

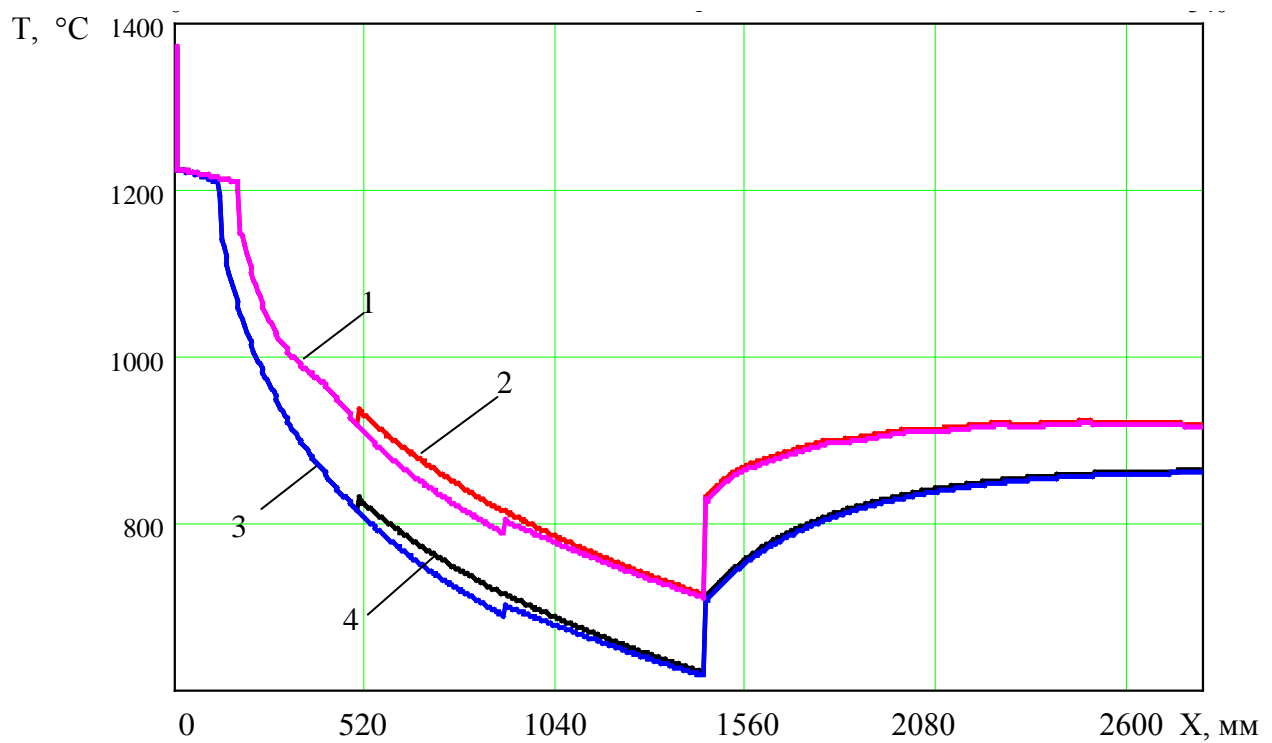
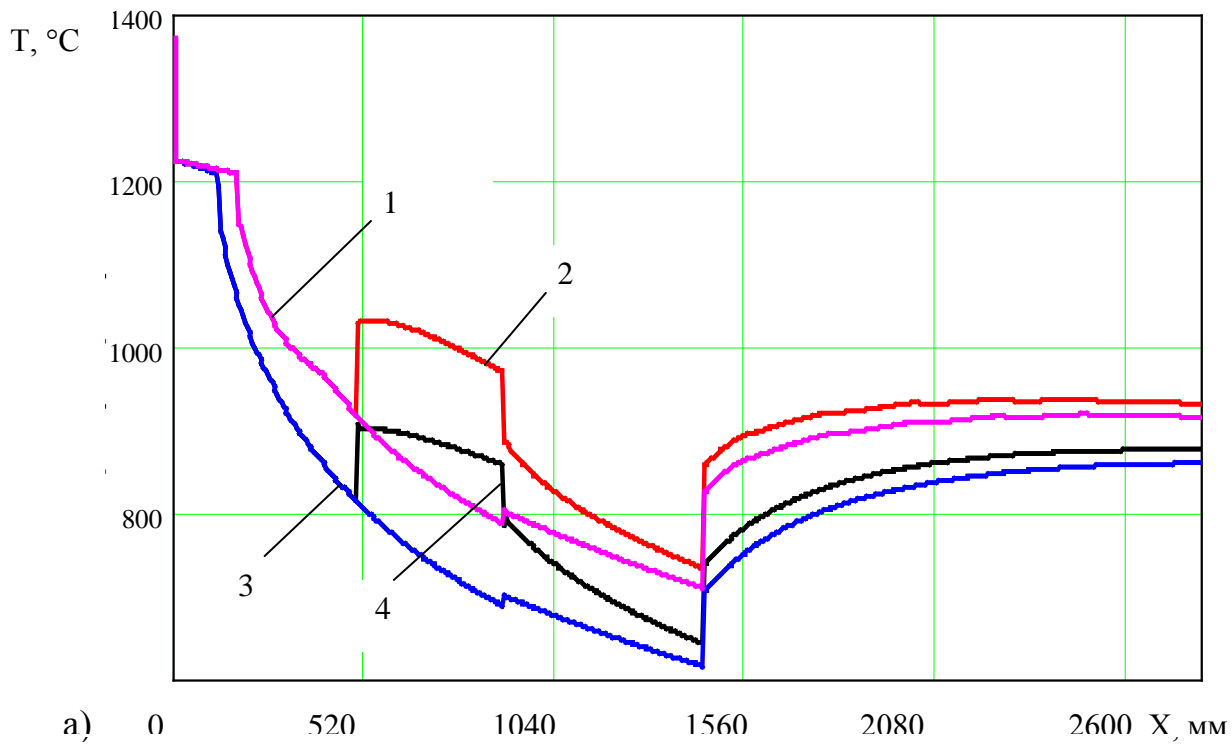
Большей степени несимметричности охлаждения соответствуют большие разницы температур симметричных точек. Так для случая с ослабленным на 50 % охлаждением одного из углов максимальная разница температур (для

изученных точек, лежащих в массиве металла) достигает 105 °С, а к моменту выхода из 1-го сектора она составляет 35 °С. Для случая с ослабленным на 10 % охлаждением одного из углов максимальная разница температур точек в массиве металла достигает 15 °С, а к моменту выхода из 1-го сектора она составляет 5 °С.

Таблица 3.3 – Систематизация результатов численных экспериментов по изучению развития несимметричности температурного поля заготовки в зависимости от условий охлаждения в кристаллизаторе

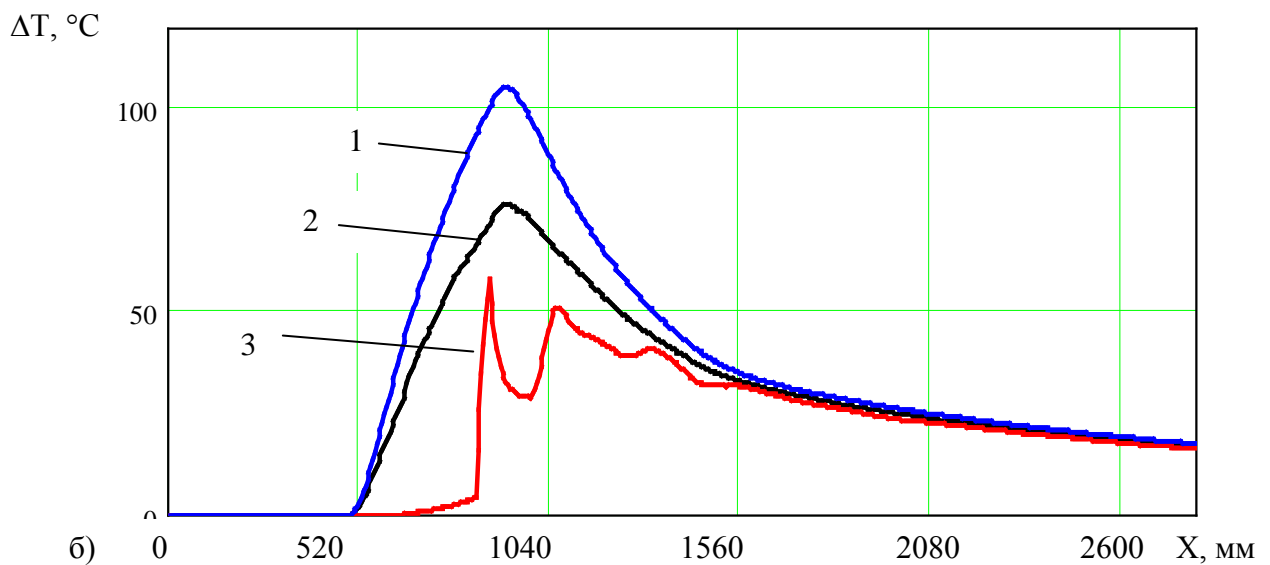
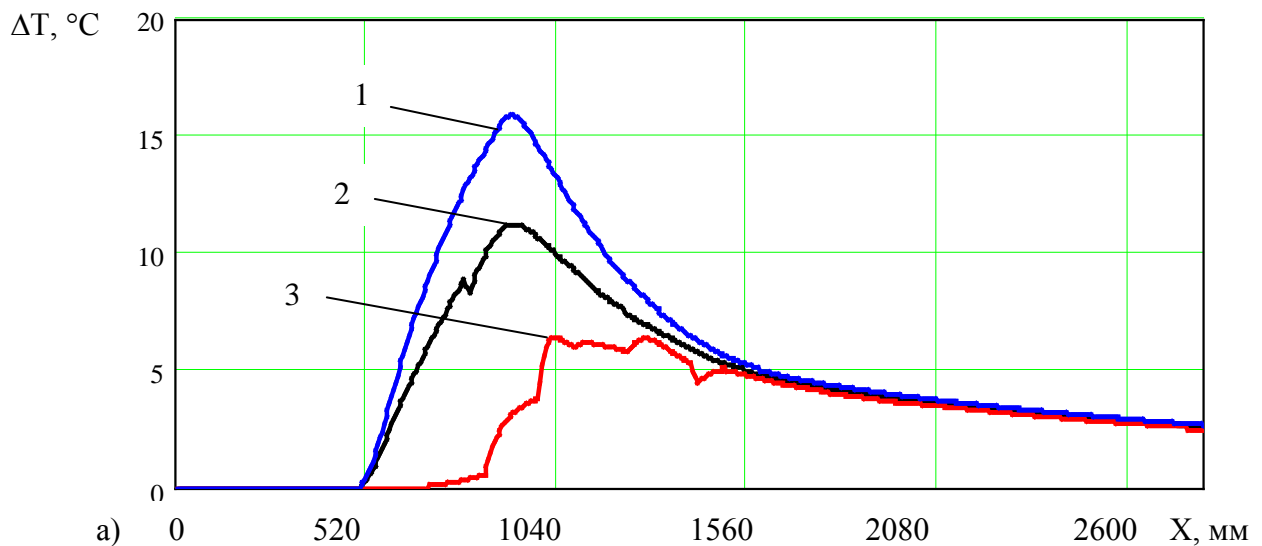
№ опыта	1	2	3	4	5
Снижение коэффициента теплоотдачи в % от базового	50	40	30	20	10
Величина ослабленного коэффициента теплоотдачи, Вт/(м <sup>2</sup> ·К)	900	1080	1260	1440	1620
Максимальная разница температур между исследованными точками, лежащими в массиве металла, °С	105	75	55	35	15
Остаточная разница температур между точками в массиве металла к концу 1-го сектора ЗВО, °С	35	29	17	12	5
Разница температур между точками на поверхности заготовки в нижнем сечении кристаллизатора, °С	180	135	90	54	27
Разница температур между точками на поверхности заготовки в начале 1-го сектора, °С	80	54	40	27	10

По мере движения расчетного сечения заготовки в ЗВО (участок технологической оси после 900 мм) (рис. 3.27) температурное поле угловой части постепенно выравнивается и, наконец, разница температур всех симметричных точек в областях с различными интенсивностями охлаждения, лежащих как на поверхности заготовки, так и на разной глубине в массиве металла, становится практически одинаковой.



1, 3 – ( $t_6$  и  $t_7$  соответственно) точки, лежащие в угловой области с базовой интенсивностью охлаждения  $1800 \text{ Вт}/(\text{м}^2\text{К})$ ; 2, 4 – ( $t_1$  и  $t_2$  соответственно) точки, лежащие в угловой области с ослабленным охлаждением)

Рисунок 3.26 – Изменение температуры точек, лежащих на поверхности заготовки в угловых областях с различными интенсивностями охлаждения а)  $\alpha_{\text{сн}} = 900 \text{ Вт}/(\text{м}^2\text{К})$ ; б)  $\alpha_{\text{сн}} = 1620 \text{ Вт}/(\text{м}^2\text{К})$ .



- 1 – температурный перепад между точками  $t_5$  и  $t_{10}$
- 2 – температурный перепад между точками  $t_4$  и  $t_9$
- 3 – температурный перепад между точками  $t_3$  и  $t_8$

Рисунок 3.27 – Температурный перепад между симметричными точками, лежащими в угловых областях с различными интенсивностями охлаждения  
 а)  $\alpha_{сн} = 1620 \text{ Вт}/(\text{м}^2\text{К})$ ; б)  $\alpha_{сн} = 900 \text{ Вт}/(\text{м}^2\text{К})$ .

В результате проведения описанных выше исследований были сделаны следующие выводы:

- даже незначительная неравномерность износа внутреннего покрытия гильз кристаллизаторов может привести к значительному отличию значений коэффициентов теплоотдачи от корочки заготовки к внутренней поверхности гильзы



кристаллизатора. Так, увеличение эффективной толщины газового зазора от 0,053 мм до 0,118 мм приводит к снижению коэффициента теплоотдачи от корочки заготовки к внутренней поверхности кристаллизатора на  $900 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$ ;

- сформированная в кристаллизаторе разница температур между симметричными точками, лежащими в угловых областях с разными интенсивностями охлаждения, воздействует на заготовки в основном в пределах 1-го сектора ЗВО, где тонкая корочка заготовки наиболее податлива к искажениям геометрической формы. Несомненно, что в случае значительных температурных перепадов это служит причиной образования ромбичности; так снижение интенсивности теплоотода от одной из угловых областей на 50% приводит к тому, что в начале 1-го сектора разница температур между симметричными точками достигает  $105^\circ\text{C}$ .
- полученная информация о разнице температур симметричных точек угловых областей с различными интенсивностями охлаждения при помощи специальных подходов прикладной механики может быть использована для количественной оценки возможной величины искажений геометрической формы, соответствующей заданным условиям неравномерности охлаждения заготовок в кристаллизаторе.

Таким образом, можно утверждать, что любые отклонения процессов, протекающих в кристаллизаторе, от нормы приведут к изменению отводимого теплового потока. Как было показано в главе 1, для контроля теплового потока в кристаллизаторе на практике используется перепад температур охлаждающей воды в кристаллизаторе.

Однако эта величина не позволяет напрямую сравнивать между собой работу кристаллизаторов, как различных МНЛЗ, так и одного и того же агрегата, но за различные периоды времени, так как отличия перепада температур могли быть вызваны

некоторым изменением расходов первичной охлаждающей воды на кристаллизатор [166].

Адекватное сравнение работы кристаллизаторов необходимо проводить на основании такой величины как средняя плотность теплового потока с поверхности заготовки в кристаллизаторе ( $\bar{q}$ ). Значение этой величины может быть определено из уравнения усредненного теплового баланса кристаллизатора:

$$G \cdot c \cdot \Delta t = \bar{q} \cdot F, \quad (3.7)$$

где  $G$  – массовый расход воды через кристаллизатор, кг/с;

$c$  – теплоемкость воды, Дж/(кг·К)

$\Delta t$  – перепад температур охлаждающей воды в кристаллизаторе, °С;

$F$  – поверхность контакта заготовки и кристаллизатора, м<sup>2</sup>.

С точки зрения закона теплопередачи средняя плотность теплового потока может быть выражена как:

$$\bar{q} = \bar{k} \cdot (t_s - t_w^{av}), \quad (3.8)$$

где  $\bar{k}$  – среднее значение коэффициента теплопередачи от внутренней поверхности корки заготовки к охлаждающей воде (в дальнейшем именуется как коэффициент теплопередачи в кристаллизаторе), Вт/(м<sup>2</sup>·К);

$t_s$  – температура солидуса для разливаемой марки стали, °С;

$t_w^{av}$  – средняя температура охлаждающей воды в кристаллизаторе, °С.

Поскольку значение  $\bar{k}$  представляет собой «проводимость» тепловой цепи, включающей в себя термические сопротивления передаче тепла через твердую корку, через газовый зазор, через стенку гильзы кристаллизатора и от ее наружной поверхности к охлаждающей воде, то в качестве движущей силы теплопередачи в выражении (3.8) взята разница температур от солидуса до средней температуры охлаждающей воды.

Определив среднюю плотность теплового потока с поверхности заготовки в кристаллизаторе из уравнения теплового баланса (3.7), можем найти среднее значение коэффициента теплопередачи в кристаллизаторе:  $\bar{k} = \frac{\bar{q}}{t_s - t_w^{av}}$ .

Используя с некоторым допущением зависимости, справедливые для стационарного теплообмена, можно записать зависимость среднего коэффициента теплопередачи в кристаллизаторе от всех термических сопротивлений:

$$\bar{k} = \frac{1}{\frac{1}{\alpha_w} + \frac{\delta_m}{\lambda_m} + \frac{1}{\bar{\alpha}} + \frac{\delta_k}{\lambda_k}}, \quad (3.9)$$

где  $\alpha_w$  – коэффициент теплоотдачи от внешней поверхности гильзы кристаллизатора к воде, Вт/(м<sup>2</sup>·К);

$\delta_m$  – толщина стенки гильзы кристаллизатора, м;

$\lambda_m$  – коэффициент теплопроводности материала гильзы кристаллизатора, Вт/(м·К);

$\bar{\alpha}$  – средний коэффициент теплоотдачи от корки заготовки к внутренней поверхности гильзы кристаллизатора, Вт/(м<sup>2</sup>·К);

$\bar{\delta}_k$  – средняя толщина корки металла в кристаллизаторе, м;

$\lambda_k$  – коэффициент теплопроводности корки заготовки при ее средней температуре, Вт/(м·К).

При помощи уравнения (3.9) определяем средний коэффициент теплоотдачи от корки заготовки к внутренней поверхности гильзы кристаллизатора:

$$\bar{\alpha} = \frac{1}{\frac{1}{\bar{k}} - \frac{1}{\alpha_w} - \frac{\delta_m}{\lambda_m} - \frac{\delta_k}{\lambda_k}}.$$

Эта величина несет интегральную информацию о тепломеханических процессах, протекающих в кристаллизаторе. Анализ ее значений для кристаллизаторов различной конусности

позволит уточнить представления о механизме теплообмена в полости кристаллизатора. Так, зная величину  $\bar{\alpha}$ , можно определить значение эффективной толщины газового зазора между коркой заготовки и внутренней поверхностью гильзы кристаллизатора ( $\delta_{эф}$ ). Учитывая, что в полости кристаллизатора тепловой поток от поверхности заготовки передается по двум механизмам: излучением и теплопроводностью через газовый зазор, используем следующее выражение для определения  $\delta_{эф}$ :

$$\delta_{эф} = \frac{\lambda_3}{(\bar{\alpha} - \alpha_{л})},$$

где  $\lambda_3$  – теплопроводность газовой прослойки, Вт/(м·К);

$\alpha_{л}$  – коэффициент лучистой теплоотдачи от корки заготовки к внутренней поверхности гильзы кристаллизатора, Вт/(м<sup>2</sup>·К).

Величина  $\alpha_{л}$  определяется на основании известной зависимости, описывающей лучистый теплообмен:

$$\alpha_{л} = \frac{C_{пр} \cdot \left[ \left( \frac{T_n}{100} \right)^4 - \left( \frac{T_{см}}{100} \right)^4 \right]}{T_n - T_{см}},$$

где  $T_n$  – температура поверхности заготовки, К;

$T_{см}$  – температура внутренней поверхности гильзы кристаллизатора, К;

$C_{пр}$  – приведенный коэффициент излучения при лучистом теплообмене между поверхностью заготовки и внутренней поверхностью гильзы кристаллизатора.

Значения  $T_n$  и  $T_{см}$  могут быть с достаточно небольшой погрешностью определены на основании зависимостей, справедливых для стационарной теплопередачи через ряд последовательно включенных термических сопротивлений:

$$T_n = t_w^{av} + \bar{q} \cdot \left( \frac{1}{\alpha_w} + \frac{\delta_M}{\lambda_M} + \frac{1}{\alpha} \right) + 273;$$

$$T_{cm} = t_w^{av} + \bar{q} \cdot \left( \frac{1}{\alpha_w} + \frac{\delta_M}{\lambda_M} \right) + 273.$$

Пример определения значения эффективной толщины газового зазора при помощи предложенных расчетных зависимостей для следующих исходных данных (заготовка 130x130 мм, расход первичной воды 30кг/с, материал гильзы кристаллизатора – медь, толщина стенки гильзы 0,01 м) приведен на рис. 3.28.

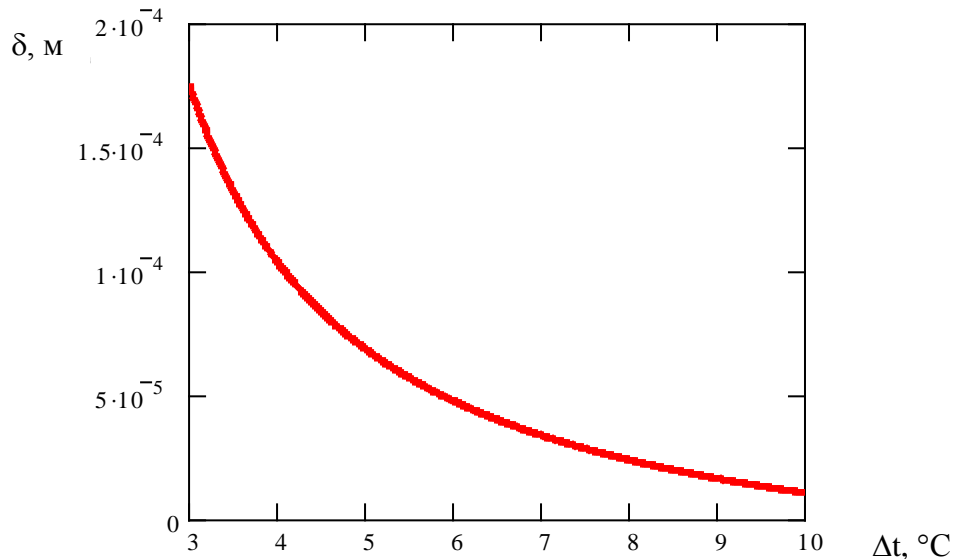


Рисунок 3.28 – Зависимость величины эффективной толщины газового зазора от перепада температур охлаждающей воды в кристаллизаторе

Контроль величины эффективной толщины газового зазора в режиме реального времени при помощи системы АСУ ТП предоставляет следующие возможности:

- оперативный контроль износа внутренней поверхности гильз кристаллизаторов на основании анализа изменения во времени величины  $\delta_{эф}$ ;

– практическая проверка соответствия конусности кристаллизаторов усадке заготовок на основе сопоставления средних уровней  $\delta_{эф}$  для конкретных сочетаний профилей кристаллизатора и марок стали с оптимальным значением эффективной толщины газового зазора, установленным из практического опыта;

– выбор наилучших кристаллизаторов для условий конкретного производства на основе анализа соответствующих массивов информации о среднем значении эффективной толщины газового зазора;

– установление взаимосвязи износа гильз кристаллизаторов с образованием дефекта ромбичности (достигается путем совместной обработки информации о температурно-скоростных режимах разливки, марках стали, конусности кристаллизаторов, соответствовавших им величинах эффективных толщин газовых зазоров и данных о ромбичности заготовок при помощи аппарата математической статистики) [199].

### 3.4 Выводы

В работе создан теоретический подход для изучения усадки заготовок в кристаллизаторе, основанный на определении температурного поля движущегося расчетного сечения при помощи математической модели и его размера с учетом линейной усадки. При помощи данного подхода установлено, что профиль кристаллизатора производства фирмы Europe Metali для разливки заготовок сечением 125x125 мм в достаточной мере соответствует усадке заготовок из марок стали с содержанием углерода 0,05-0,07% С и 0,16-0,18% С; в то же время для некоторых марок стали названное несоответствие достигает значительной величины, его максимальное значение составляет 0,53 мм для сталей с содержанием углерода 0,29-0,31%.

Доказана целесообразность использования управления уровнем металла в кристаллизаторе как инструмента повышения степени соответствия кривых усадки заготовок из различных марок стали и внутреннего профиля гильзы кристаллизатора. Так, для кристаллизатора производства фирмы Europe Metali для разлива заготовок сечением 125x125 мм снижение уровня металла со 100 мм до 150 мм позволяет уменьшить активную конусность кристаллизатора на 0,15 мм, что для ряда марок стали позволит полностью устранить названное несоответствие, а для других существенно уменьшить его. Особенно перспективным является использование этого способа управления при вынужденном значительном снижении скорости разлива.

Предложена зависимость для определения интенсивности силового взаимодействия между корочкой формирующейся заготовки и материалом гильзы кристаллизатора в его угловых элементах, вызванного несоответствием внутреннего профиля кристаллизатора усадке заготовки. Установлено, что наибольшие значения интенсивности силового взаимодействия в угловых элементах кристаллизатора характерны для случая разлива марок стали с высокой степенью несоответствия усадки заготовок внутреннему профилю кристаллизатора, что и является причиной износа их внутренней поверхности.

Экспериментально и теоретически установлен факт существования оптимального диапазона скорости разлива для каждого конкретного внутреннего профиля кристаллизатора, значение которого определяется зависимостью интенсивности силового взаимодействия в угловых элементах от скорости разлива, в котором повышается стойкость кристаллизаторов за счет снижения мощности трения в углах кристаллизатора. Так, для МНЛЗ ЗАО «ММЗ «ИСТИЛ (Украина)» изменение диапазона скоростей разлива заготовок из сталей всего марочного сортамента сечением 125x125 мм с 2,8-3,0 м/мин на 3,3-3,5 м/мин позволило на 40-50 % повысить стойкость внутреннего профиля

кристаллизатора, что особенно важно для случая разливки всего марочного сортамента сталей через многоконусные (параболические) кристаллизаторы одного внутреннего профиля.

Предложена концепция кристаллизатора с внутренним профилем, повторяющим кривую термической усадки заготовок, из каждой конкретной марки стали для применяемых параметров температурно-скоростного режима. В данной работе спроектированы кристаллизаторы для разливки марок стали с содержанием углерода 0,06, 0,09, 0,17, 0,20, 0,38, 0,45 % С. На практике все разливаемые марки стали необходимо разбить на несколько групп по критерию схожести профилей кристаллизаторов, повторяющих их усадку, и для каждой группы путем усреднения получить кристаллизатор с оптимальным внутренним профилем. Использование таких кристаллизаторов способствует значительному повышению стойкости их внутренней поверхности.

В результате проведения численных экспериментов установлен характер влияния высоты падения струи металла на неравномерность кристаллизации у радиальных граней сортовых заготовок для высоких скоростей разливки 3-5 м/мин. При разливке металла открытой струей с высоты 600 мм наблюдается отставание в продвижении фронта кристаллизации у грани малого радиуса. При уменьшении высоты падения струи металла до 400 мм наблюдается выравнивание скорости кристаллизации для всех граней заготовки.

Установлен ряд важных закономерностей о влиянии неравномерности износа внутренней поверхности кристаллизаторов на тепловое состояние корочки заготовки. Так, изменение толщины газового зазора по периметру заготовки может привести к значительному отличию значений коэффициентов теплоотдачи от корочки заготовки к внутренней поверхности гильзы кристаллизатора – увеличение эффективной толщины газового зазора от 0,053 мм до 0,118 мм приводит к



снижению коэффициента теплоотдачи от корочки заготовки к внутренней поверхности кристаллизатора на величину порядка  $900 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$ . Сформированная в кристаллизаторе разница температур между симметричными точками, лежащими в угловых областях с разными интенсивностями охлаждения, воздействует на заготовки в основном в пределах 1-го сектора ЗВО, где тонкая корочка заготовки наиболее податлива к искажениям геометрической формы. Исследованы случаи неравномерности износа в угловой области кристаллизатора до 70 мкм. Так, снижение интенсивности теплоотвода от одной из угловых областей на 50% (износ 65 мкм) приводит к тому, что в начале 1-го сектора разница температур между симметричными точками достигает  $105^\circ\text{C}$ . Эта разница температур после выхода заготовки из кристаллизатора в течение 10 с снижается примерно в два раза и далее уменьшается с низкой скоростью. Таким образом, показано, что даже незначительная неравномерность износа внутренней поверхности кристаллизатора приводит к существенной несимметричности теплового состояния формирующейся заготовки и может служить причиной образования таких дефектов макроструктуры заготовок как ромбичность и внутренние трещины.

Показано, что контроль теплового потока в кристаллизаторе на основании величины перепада температуры охлаждающей воды не является универсальным, так как не позволяет напрямую сравнивать между собой работу кристаллизаторов различных МНЛЗ и даже одних и тех же кристаллизаторов за различные периоды времени. Для адекватного сравнения тепловой работы кристаллизаторов предложено использование таких величин как плотность теплового потока, итоговый коэффициент теплопередачи в кристаллизаторе, коэффициент теплоотдачи от корочки заготовки к внутренней поверхности кристаллизатора и эффективная толщина газового зазора. Контроль величины эффективной толщины газового зазора в режиме реального

времени при помощи системы АСУ ТП предоставляет следующие возможности: оперативный контроль износа внутренней поверхности кристаллизаторов; практическая проверка соответствия конусности кристаллизаторов усадке заготовок; выбор наилучших кристаллизаторов для условий конкретного производства на основе анализа соответствующих массивов информации; установление взаимосвязи износа кристаллизаторов с образованием дефекта ромбичности. При помощи данного метода установлено, что для современных неизношенных «параболических» гильз кристаллизаторов сортовых МНЛЗ величина эффективной толщины газового зазора находится в пределах 0,045-0,065 мм.

## ГЛАВА 4. СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ТЕПЛОВЫХ ПРОЦЕССОВ В ЗВО СОВРЕМЕННЫХ МНЛЗ

4.1 Изучение неравномерности распределения температуры на поверхности непрерывнолитой заготовки, формирующейся в зоне вторичного охлаждения

Правильная организация температурно-скоростных режимов непрерывного литья позволяет повысить качество непрерывнолитых заготовок за счет снижения осевой пористости, сокращения протяженности зоны столбчатых кристаллов, подавления трещинообразования, снижения вероятности появления провалов пластичности [16]. В зоне вторичного охлаждения необходимо обеспечить такое распределение охладителя по поверхности формирующегося слитка и такой его расход, при котором будут выполняться следующие условия [12, 172]:

- полное затвердевание слитка до режущего устройства;
- снижение уровня возникающих термических напряжений при достаточном сопротивлении твердой корки воздействию ферростатического давления [175];
- сокращение протяженности зоны столбчатых кристаллов [200];
- создание условий, препятствующих возникновению ромбичности;
- равномерный отвод тепла и равномерное распределение температур в каждом поперечном сечении слитка.

При выборе схемы расстановки форсунок и отработке режимов вторичного охлаждения следует стремиться к тому, чтобы значения температурных градиентов между соседними точками на поверхности заготовки были минимальны. То есть на поверхности не должно быть участков с резко контрастной

«окраской». Выполнение этого условия позволяет уменьшить интенсивность знакопеременных термических нагрузок в корочке формирующейся заготовки и, следовательно, в какой-то мере снижает ограничения, накладываемые на максимальную скорость разливки марок стали, склонных к образованию горячих трещин.

На практике же локальные участки поверхности, находящиеся в зоне действия факелов форсунок темнеют (при этом граничащие с ними неорошаемые области становятся более яркими), выходя из-под форсунок центральные части граней разогреваются и становятся ярче углов. Если изменение качественной стороны описанной картины распределения температур не всегда может быть устранено, то, по крайней мере, амплитуда этого циклического процесса и значение градиентов между точками, принадлежащими одним поперечным сечениям, должны быть снижены. Для снижения описанной неравномерности распределения температур можно воспользоваться следующими рычагами воздействия:

- варьирование типом форсунок (на практике используются водяные и водовоздушные форсунки; полноконусные, овальные и т.д.; каждая форсунка характеризуется углом раскрытия);

- установление оптимальной зависимости между скоростью разливки и расходом охлаждающей воды;

- подбор оптимального расстояния от охлаждающих коллекторов (срезом форсунок) до поверхности заготовки.

Одним из эффективных средств первичной проверки предложенных схем охлаждения является проведение численного эксперимента с использованием математической модели непрерывной разливки, учитывающей при задании граничных условий теплообмена на поверхности заготовки в ЗВО локальную неравномерность отвода тепла [201] с последующим анализом результатов.

Для изучения локальной неравномерности температурного поля в данной работе предложен следующий способ его анализа:

- на поверхности одной из граней расчетного поперечного сечения выделяется ряд точек, разделенных одинаковым шагом (минимальное количество точек должно равняться трем: середина грани, четверть и угол) рис. 4.1;
- после расчета температурного поля заготовки с учетом локальной неравномерности отвода тепла в ЗВО анализируется графическое представление изменения температуры выбранных точек во времени;
- критерием для оценки является изменение во времени величины температурного перепада между соседними точками;
- при сравнении работы нескольких режимов ЗВО наилучшим является режим, обеспечивающий минимальные значения температурных перепадов между соседними точками, исключая появление знакопеременных температурных перепадов;
- в случае если графического представления температурных кривых для разных случаев недостаточно для выбора наилучшего режима необходимо определить численное значение величины, характеризующей общий уровень неравномерности, по формуле предложенной в данной работе:

$$t_{un} = \frac{1}{L} \sum_{k=2}^m \int_0^L \sqrt{(t_k - t_{k-1} - \Delta \bar{t})^2} dx,$$
 где  $L$  – длина анализируемого участка ЗВО, м;  $\Delta \bar{t}$  – среднеинтегральное значение температурного перепада между соседними кривыми, °С.

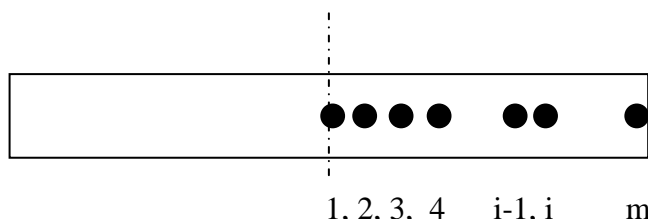


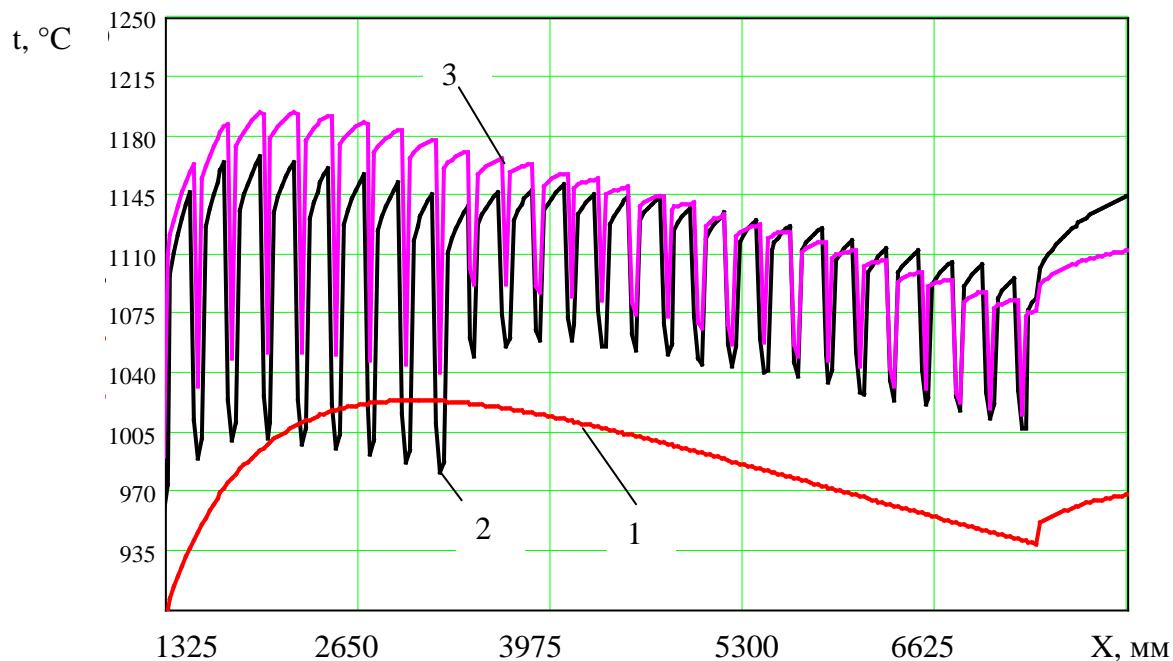
Рисунок 4.1 – Схема нанесения расчетных точек на поверхность одной из граней рассматриваемого поперечного сечения

В рамках мероприятий по подготовке к разливке высококачественных марок стали (например, ШХ15) было проведено исследование работы форсунок ЗВО с разными углами раскрытия и выполнен сравнительный анализ полученных при этом температурных полей.

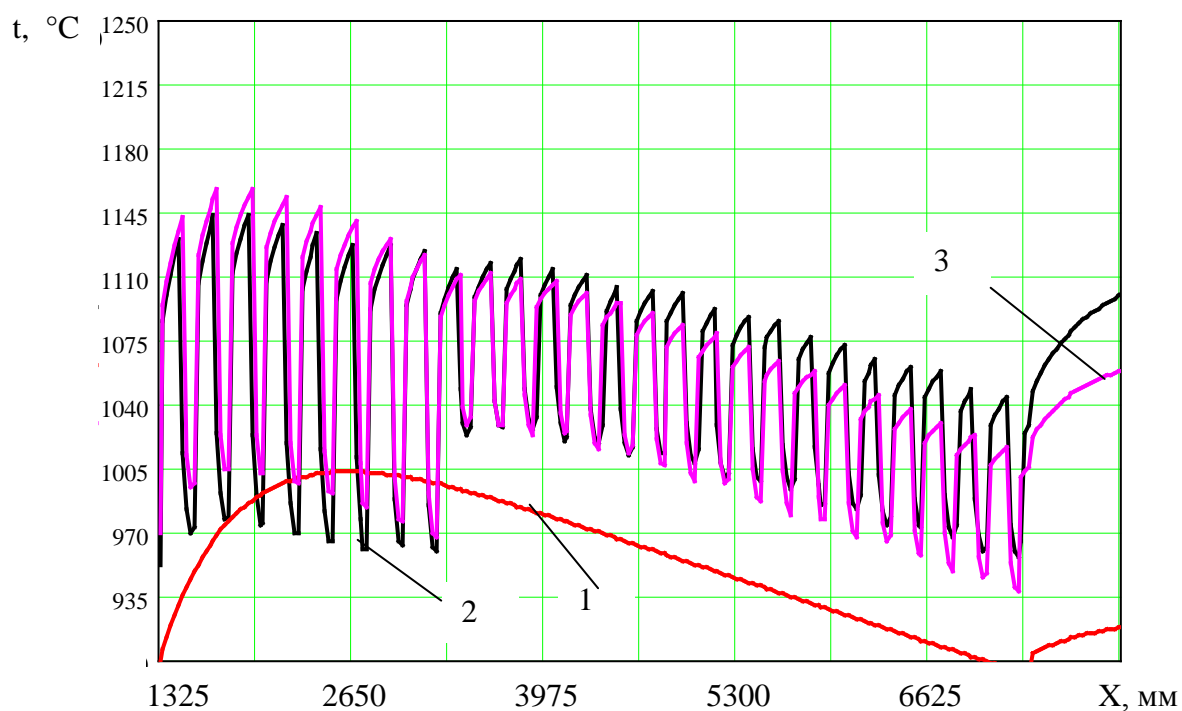
Исследовалась работа ЗВО при использовании во втором и третьем секторах полноконусных форсунок с  $60^\circ$  углом раскрытия в первом случае и форсунок с  $45^\circ$  углом раскрытия во втором случае (в первом случае радиус факела на поверхности заготовки составляет 5 см, во втором случае – 3,5 см). Исследование было проведено при помощи ряда численных экспериментов с использованием разработанной в данной работе математической модели. Условия проведения первого численного эксперимента: марка стали Ст5сп, сечение заготовки 130x130 мм, скорость разливки 3,2 м/мин, температура металла в промежуточном ковше  $1518^\circ\text{C}$ . Результаты моделирования представлены на рис. 4.2.

Анализ полученных данных позволяет выявить те участки, где расчетное сечение попадало в зону воздействия факелов форсунок, а где выходило из нее; сравнить значения температур в различных точках на поверхности слитка; сделать выводы о равномерности распределения температур по поверхности слитка.

Сопоставление кривых, описывающих изменение температуры характерных точек на поверхности заготовки, позволяет заключить, что на участке технологической оси 1520-3520 мм целесообразно использовать форсунки с  $60^\circ$  углом раскрытия. Это объясняется тем, что хотя температуры выбранных точек на поверхности слитка меняются в обоих случаях с определенной частотой, применение вышеназванных форсунок позволяет добиться практически равномерного распределения температур в каждом поперечном сечении.



a)



б)

Рисунок 4.2 – Расчетные данные о изменении температуры поверхности формирующегося слитка при использовании форсунок с  $45^\circ$  (a) и  $60^\circ$  (б) углом раскрытия для скорости разливки 3,2 м/мин. (1 – температура угла грани малого радиуса, 2 – температура середины грани малого радиуса, 3 – температура четверти грани малого радиуса).

Однако на оставшемся участке ЗВО расстановка  $60^\circ$  форсунок приводит к такому распределению температур, при

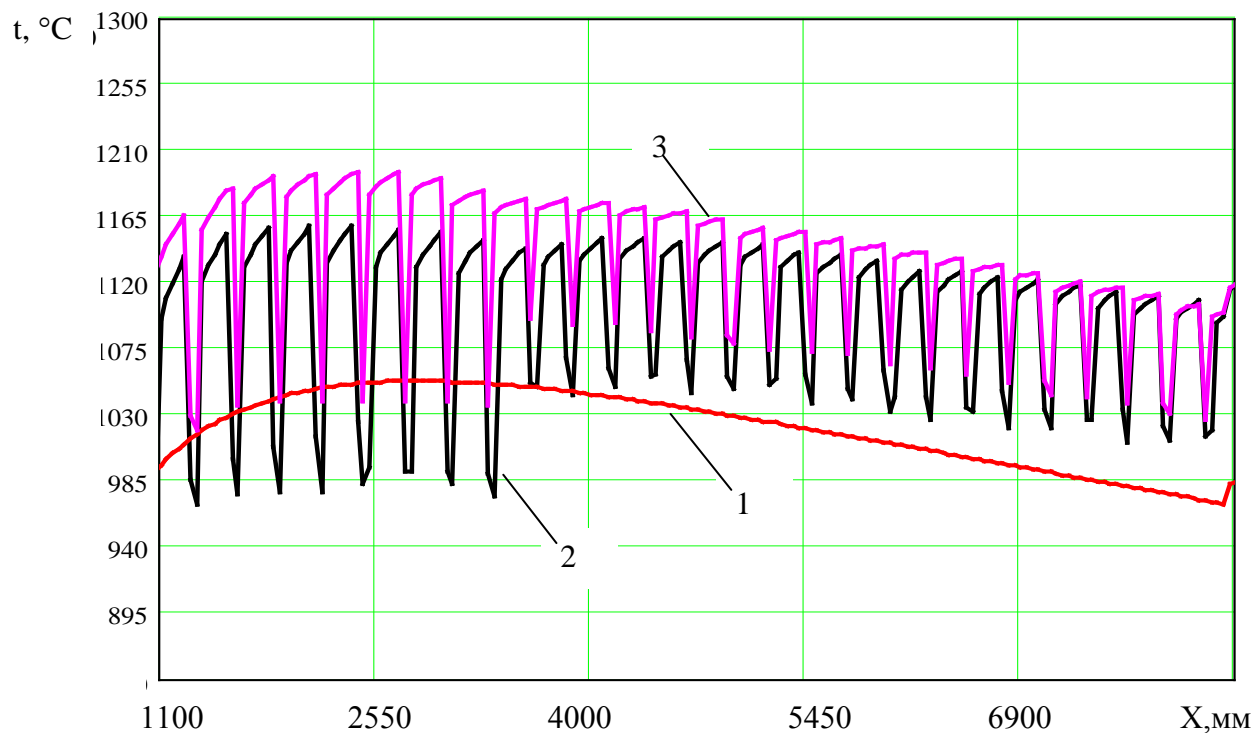
котором центральные части граней имеют большую температуру, чем периферийные участки поверхности. Поэтому для охлаждения металла в последних секторах ЗВО целесообразно использовать форсунки с  $45^\circ$  углом раскрытия. То есть оптимальные результаты будут достигнуты при использовании для охлаждения заготовки во втором секторе форсунок с  $60^\circ$  углом раскрытия, а в третьем с  $45^\circ$  углом раскрытия.

Для выяснения влияния типа форсунок на локальную неравномерность температуры поверхности сортовой заготовки в условиях повышенных скоростей разливки был проведен второй численный эксперимент для следующих исходных данных: марка стали Ст5сп, сечение заготовки 130x130 мм, скорость разливки 4 м/мин, температура металла в промежуточном ковше  $1515^\circ\text{C}$ . Для возможности всестороннего сравнения результатов двух численных экспериментов интенсивность вторичного охлаждения задана такой же, как для первого численного эксперимента. Результаты расчетов представлены на рис. 4.3.

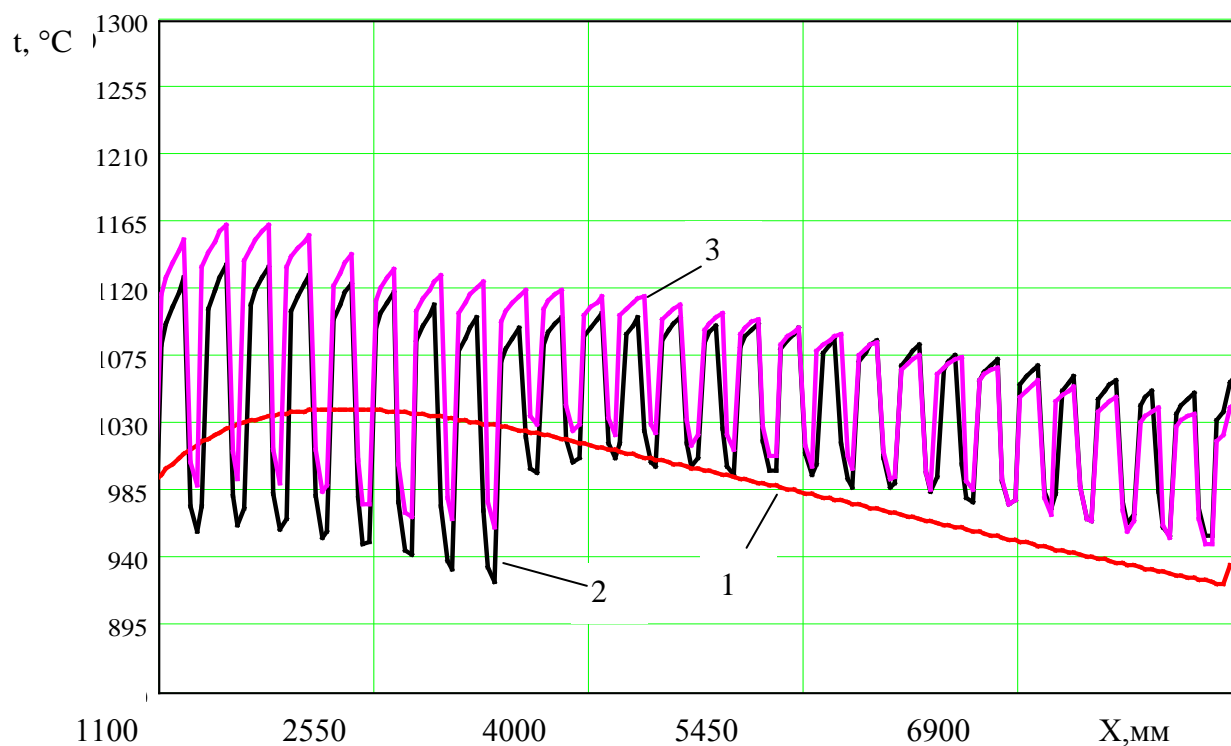
Анализ результатов позволяет заключить, что общий уровень температур повышается на величину порядка  $20^\circ\text{C}$ . Характер локальной неравномерности распределения температур по поверхности заготовки претерпел значительные изменения по сравнению со случаем, когда скорость разливки составляла 3,2 м/мин.

Сопоставление динамики изменения температуры изучаемых точек позволяет заключить, что для скорости разливки 4 м/мин предпочтительным с точки зрения равномерного распределения температур по поверхности заготовки является использование форсунок с  $60^\circ$  углом раскрытия по всей длине ЗВО, так как в этом случае в каждом поперечном сечении температурный градиент между центром и четвертью грани принимает меньшие значения, чем в случае использования форсунок с  $45^\circ$  углом раскрытия.





a)



б)

Рисунок 4.3 – Расчетные данные об изменении температуры поверхности формирующегося слитка при использовании форсунок с  $45^{\circ}$  (а) и  $60^{\circ}$  (б) углом раскрытия для скорости разливки 4 м/мин.

(1 – температура угла грани малого радиуса, 2 – температура середины грани малого радиуса, 3 – температура четверти грани малого радиуса).

Использование форсунок с  $45^{\circ}$  углом раскрытия приводит к тому, что четверть грани во втором секторе ЗВО имеет всегда

большую температуру, чем центр грани. А угол заготовки в конце ЗВО при использовании 45° форсунок имеет температуру на 45° С большую, нежели при использовании форсунок с 60° углом раскрытия.

Для изучения напряженно-деформированного состояния слитка в зоне вторичного охлаждения важно иметь информацию не только об изменении температуры поверхности, но и о ее распределении по сечению слитка. Данные об изменении температурного поля расчетного поперечного сечения непрерывнолитой заготовки, взятые в окрестности одной из 60° форсунок второго сектора ЗВО (при использовании базового режима охлаждения, скорость разливки 3,2 м/мин), приведены на рис. 4.4 и 4.5. Как видно из анализа представленной информации, в зоне действия факелов форсунок (рис. 4.4) наблюдается некоторое «промерзание» слитка вглубь, а в неорошаемых зонах слиток «отогревается».

Естественно, что амплитуда этого циклического процесса должна быть как можно меньше, иначе в результате воздействия знакопеременных температурных нагрузок возможно возникновение поверхностных трещин.

С практической точки зрения необходимо выяснить, возможна ли такая ситуация, при которой в результате интенсивного охлаждения и «промерзания» заготовки внутрь будет происходить деформация фронта затвердевания.

В результате проведения соответствующих расчетов для применяемых в практике разливки сортовых заготовок расходов охладителя (до 100 - 350 л/мин) установлено, что несмотря на некоторое «промерзание» вглубь при попадании в зону действия факелов форсунок ни при каких условиях деформации фронта кристаллизации не происходит.

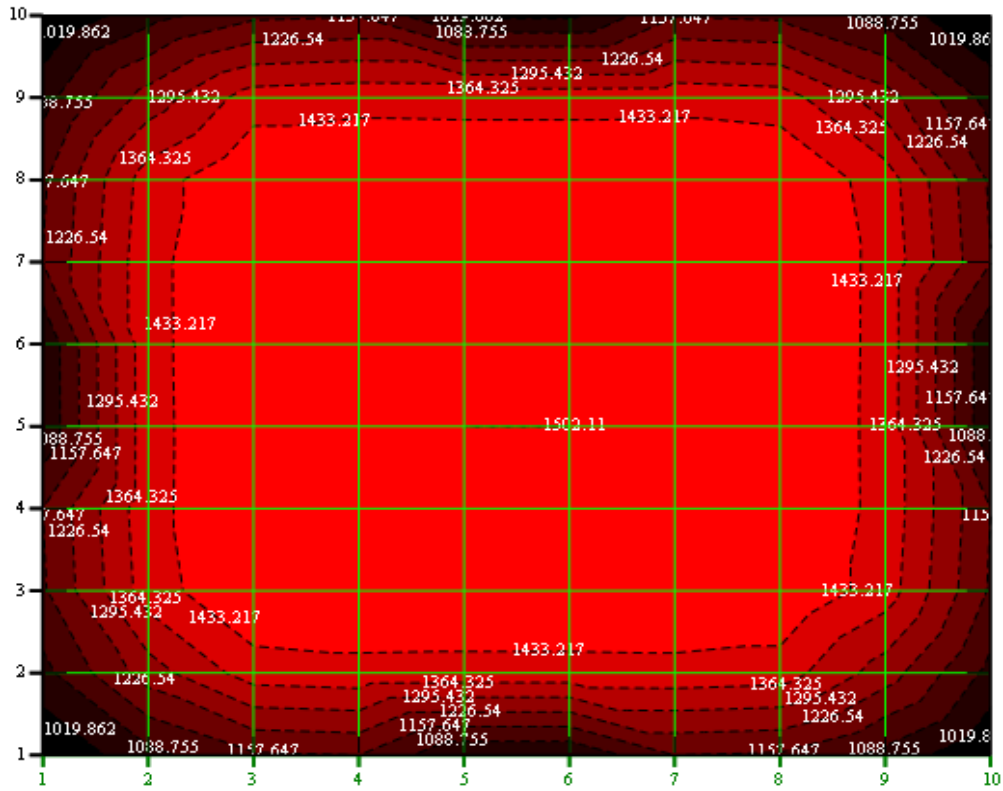


Рисунок 4.4 – Температурное поле сечения заготовки, находящегося в зоне действия факела форсунки

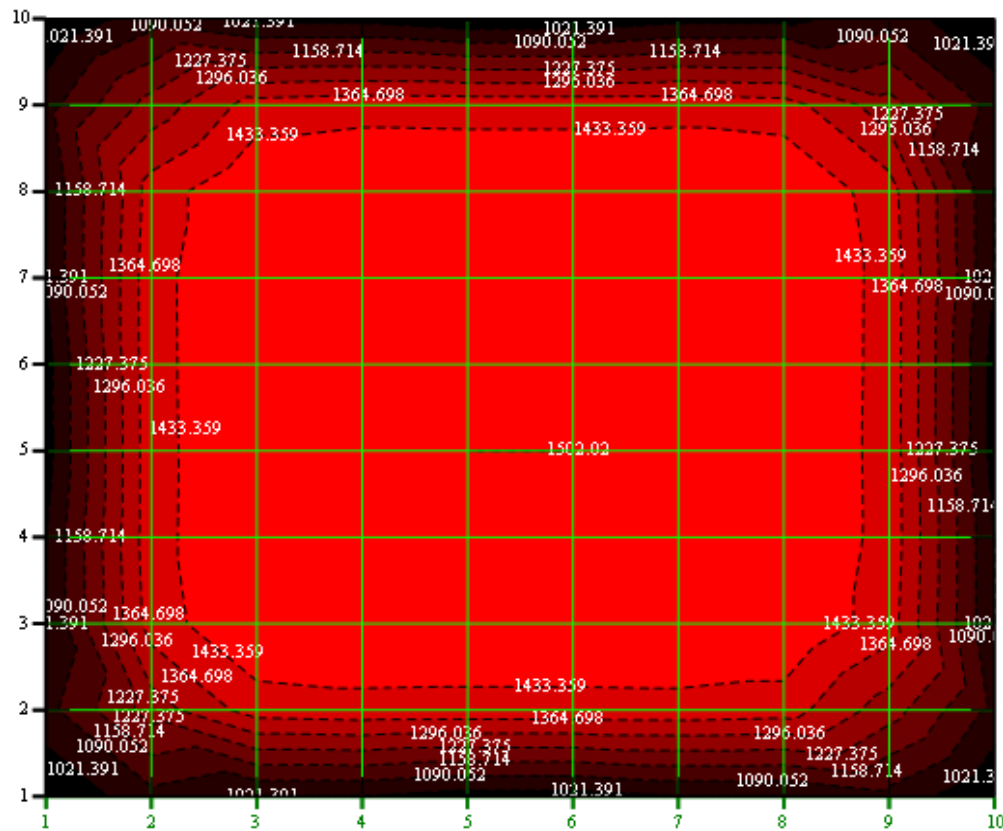


Рисунок 4.5 – Температурное поле сечения заготовки, находящегося между двумя форсунками

Подход к изучению режимов вторичного охлаждения, предложенный в данной работе, позволяет получить количественную информацию о локальной неравномерности охлаждения, приводящей к циклическому «захолаживанию» и разогреву корочки и разработать меры по ее снижению. Перспективным является использование этого подхода для расширения возможностей систем комплексного контроля и управления процессами непрерывной разливки.

#### 4.2 Разработка методики определения оптимальных параметров охлаждения в ЗВО

В данной работе предложен вариант аналитического способа для определения оптимального распределения интенсивности вторичного охлаждения. Его суть заключается в том, что тепловой поток, отводимый от поверхности расчетного сечения заготовки в каждый момент времени, должен равняться сумме теплового потока, выделяющегося на фронте затвердевания, и теплового потока, соответствующего охлаждению уже затвердевшего массива металла с заданной скоростью.

Исходя из этого плотность теплового потока, который необходимо отводить от поверхности заготовки, зависит от времени следующим образом [202, 203]:

$$q(\tau) = \frac{\frac{k}{2 \cdot \sqrt{\tau}} \cdot 4 \cdot (a - 2 \cdot k \cdot \sqrt{\tau}) \cdot \rho_{\text{жм}} \cdot q_{\text{кр}}}{4 \cdot a} + \frac{[a^2 - (a - 2 \cdot k \cdot \sqrt{\tau})^2] \cdot \rho_{\text{тм}} \cdot c_{\text{м}} \cdot \Delta t}{4 \cdot a}, (4.1)$$

где  $k$  – коэффициент затвердевания,  $\text{м} \cdot \text{с}^{-0,5}$ ;

$a$  – ширина грани заготовки,  $\text{м}$ ;

$q_{\text{кр}}$  – теплота затвердевания стали,  $\text{Дж/кг}$ ;

$\rho_{\text{жм}}$  – плотность жидкого металла,  $\text{кг/м}^3$ ;

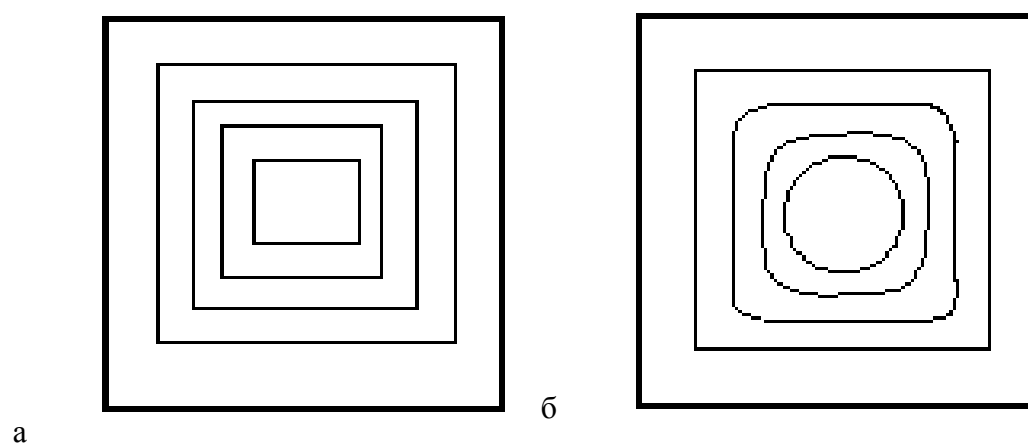
$\rho_{\text{тм}}$  – плотность затвердевшего металла,  $\text{кг/м}^3$ ;

$c_m$  – средняя теплоемкость затвердевшего металла, Дж/(кг·К);

$\Delta t$  – заданная скорость спада среднемассовой температуры металла в ЗВО, °С.

В общем случае коэффициент затвердевания металла  $k$  зависит от темпа охлаждения твердого металла  $\Delta t$ . В предложенной модели эта зависимость не учитывается математически, она должна быть отражена при задании исходных данных  $k$  и  $\Delta t$  на основании практического опыта.

Еще одним упрощением является картина затвердевания (использованная при составлении зависимости (4.1)), согласно которой фронты затвердевания движутся параллельно граням. При этом вносится некоторая погрешность за счет того, что не учитывается искривление фронтов затвердевания при значительной толщине корочки (рис. 4.6).



(а – упрощенный, принятый в данной работе; б – реальный)

Рисунок 4.6 – Качественный характер продвижения фронта затвердевания в непрерывнолитой сортовой заготовке

Ниже рассмотрено использование предложенной зависимости (4.1) для определения оптимального распределения интенсивности охлаждения в ЗВО на примере следующих исходных данных: ширина грани сортовой заготовки 130 мм,

теплота затвердевания 260 кДж/кг, плотность жидкого металла принята 6800 кг/м<sup>3</sup>, плотность затвердевшего металла 7600 кг/м<sup>3</sup>, теплоемкость затвердевшего металла 680 Дж/(кг·К), скорость разливки  $v=4$  м/мин. Исследования проведено параллельно для двух вариантов охлаждения: более и менее интенсивного. Для более интенсивного принят темп падения среднemasсовой температуры заготовки 2 °С/с и коэффициент затвердевания 3,2 см·мин<sup>-0,5</sup>. Для менее интенсивного принят темп охлаждения 1,5 °С/с и коэффициент затвердевания 3,0 см·мин<sup>-0,5</sup>.

Изменение плотности теплового потока, отводимого от поверхности заготовки, полученное при помощи зависимости (4.1), приведено на рис. 4.7. При отображении этих данных осуществлен переход от времени ( $\tau$ ) как аргумента к соответствующим продольным координатам расчетного сечения ( $X$ ):  $X=v \cdot \tau$ .

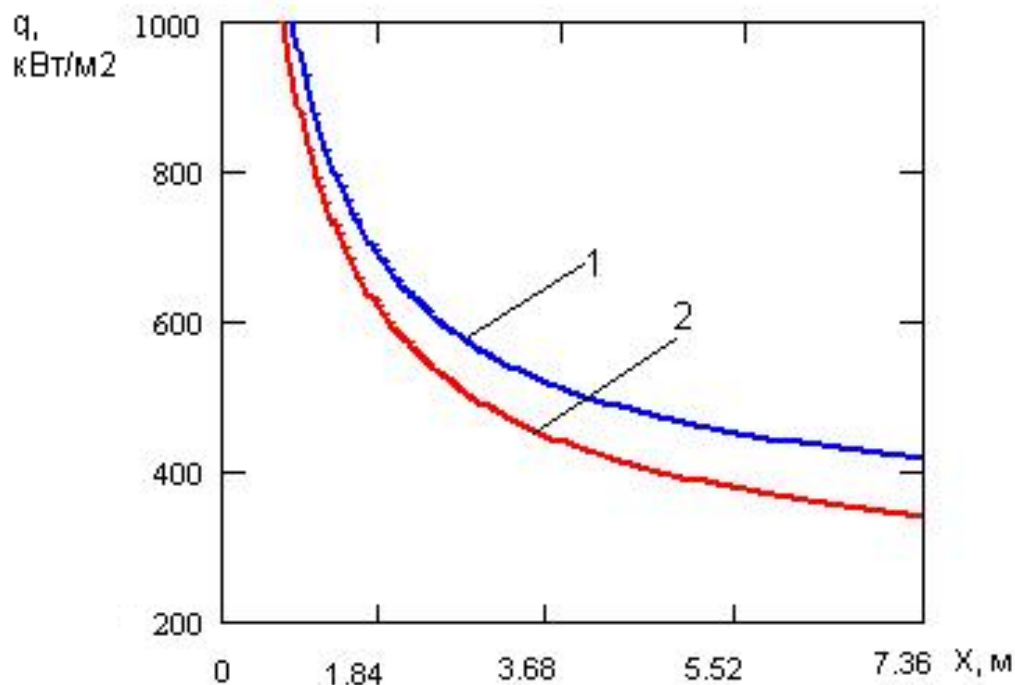


Рисунок 4.7 – Оптимальное распределение плотности теплового потока, отводимого от поверхности заготовки вдоль технологической оси МНЛЗ (1 – усиленное охлаждение, 2 – ослабленное охлаждение).

Ниспадающий характер кривых объясняется следующим образом. Линейная скорость продвижения фронта затвердевания меняется во времени по закону квадратного корня. Кроме того, общая форма фронта затвердевания для сортовой заготовки представляет собой фигуру с уменьшающимся периметром. Поэтому составляющая теплового потока, связанная с отводом тепла затвердевания, постоянно уменьшается. Зато масса затвердевшего металла с течением времени увеличивается и потому составляющая теплового потока, связанная с охлаждением твердой корочки с заданной скоростью должна увеличиваться. В результате имеем ниспадающую во времени кривую, темп падения которой заметно замедляется на конечных участках ЗВО.

Определяем при помощи закона Ньютона-Рихмана изменение во времени коэффициентов теплоотдачи на основании рассмотренной выше зависимости тепловых потоков от времени (4.1) (рис. 4.8).

При этом предполагалась линейность закона распределения температуры по толщине заготовки, что позволило считать темп изменения температуры поверхности таким же, как темп изменения среднемассовой температуры. Для проверки адекватности предложенной аналитической методики коэффициенты теплоотдачи, полученные с ее помощью, были заданы в качестве исходных данных в математическую модель затвердевания и охлаждения непрерывнолитых заготовок.

Суть проверки заключается в том, что при проведении численных экспериментов с коэффициентами теплоотдачи, полученными при помощи аналитической методики, в случае адекватности последней, должны быть получены результаты (коэффициент затвердевания металла  $k$  и темп охлаждения твердого металла  $\Delta t$ ), равные или близкие по значению к тем, что были использованы как исходные данные для определения коэффициентов теплоотдачи.

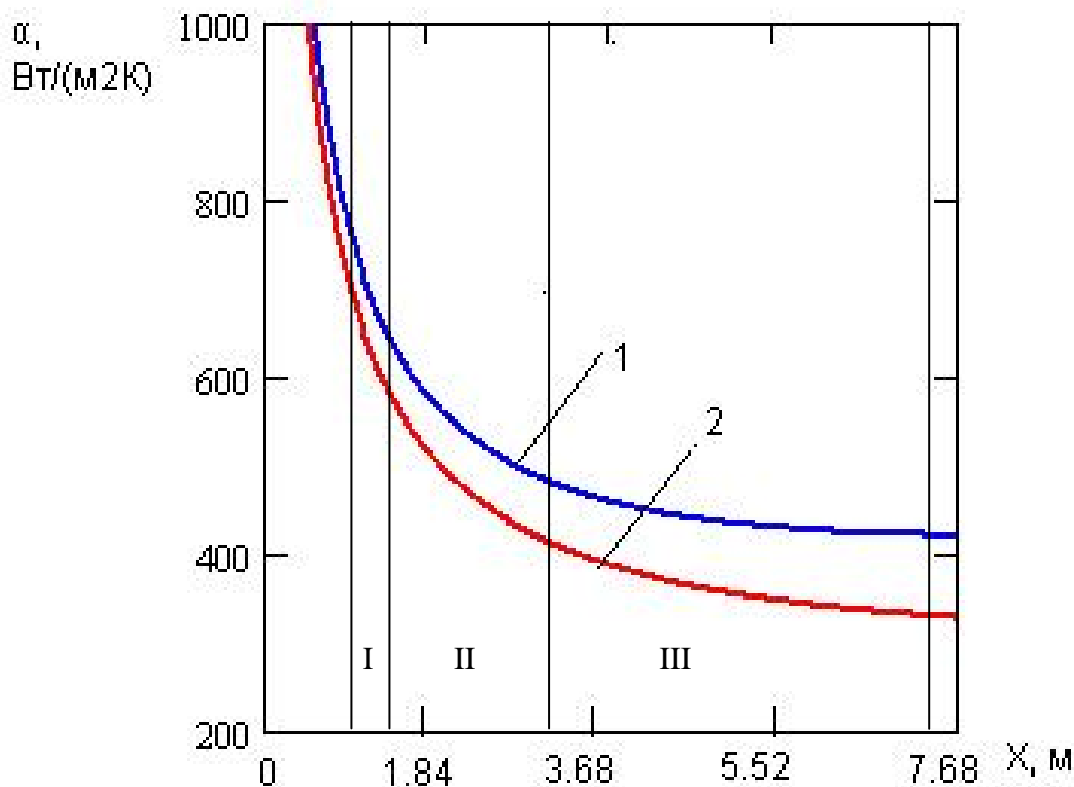


Рисунок 4.8 – Оптимальное распределение коэффициентов теплоотдачи вдоль технологической оси МНЛЗ (1 – усиленное охлаждение, 2 – ослабленное охлаждение; область I, II и III-го секторов ЗВО соответственно)

Для проведения численного эксперимента приняты следующие исходные данные: активная длина кристаллизатора – 0,9 м, средний коэффициент теплоотдачи от поверхности заготовки в кристаллизаторе – 1800 Вт/(м<sup>2</sup>·К). Для координат, соответствующих началу и концу секторов ЗВО, взяты усредненные значения коэффициентов теплоотдачи (по рис. 4.8 и на основании табл. 4.1). Внутри секторов принято изменение значения коэффициентов теплоотдачи по линейному закону. Остальные исходные данные для проведения численного эксперимента взяты такими же, как для аналитической модели.



Таблица 4.1 – Значения коэффициентов теплоотдачи для характерных участков технологической оси МНЛЗ

Значения коэффициентов теплоотдачи, Вт/(м <sup>2</sup> ·К)	Участки технологической оси МНЛЗ и их продольные координаты (отсчитанные от мениска)				
	Начало 1-го сектора ЗВО (выход из кристаллизатора) 0,9 м	Начало 2-го сектора ЗВО (конец 1-го сектора) 1,3 м	Начало 3-го сектора ЗВО (конец 2-го сектора) 3,3 м	Конец 3-го сектора ЗВО (начало зоны воздушного охлаждения) 7,3 м	
$\alpha_{\min}$	694	571	393	324	
$\alpha_{\max}$	754	630	462	414	
$\alpha_{\text{зад}}$	724	600	427	369	

Результаты проведения численного эксперимента приведены на рис. 4.9. Их анализ показывает, что:

- средний темп охлаждения затвердевшего металла за время прохождения ЗВО расчетным сечением (97 с) составил 1,77 °С/с;
- коэффициент затвердевания составил 3 см·мин<sup>-0,5</sup> (из анализа кривой 10 на рис. 3.8, видно, что середина заготовки затвердела на отметке 18,9 м, то есть за 4,73 мин, откуда и найдено значение коэффициента затвердевания).

Для проведения численного эксперимента использованы коэффициенты теплоотдачи, согласно аналитической модели соответствующие коэффициентам затвердевания 3 и 3,2 см·мин<sup>-0,5</sup> и темпам спада среднемассовой температуры 1,5 и 2 °С/с. Поскольку этим данным соответствуют полученные при помощи математической модели значения коэффициента затвердевания 3 см·мин<sup>-0,5</sup> и темпа спада среднемассовой температуры затвердевшего металла 1,77 °С/с, то можно сделать вывод о достаточной адекватности предложенной аналитической модели описываемым процессам затвердевания и охлаждения

непрерывнолитой заготовки. Аналогичные проверки созданной аналитической методики для других скоростей разливки сортовых заготовок доказали возможность ее применения для диапазона скоростей 1,5-8 м/мин.

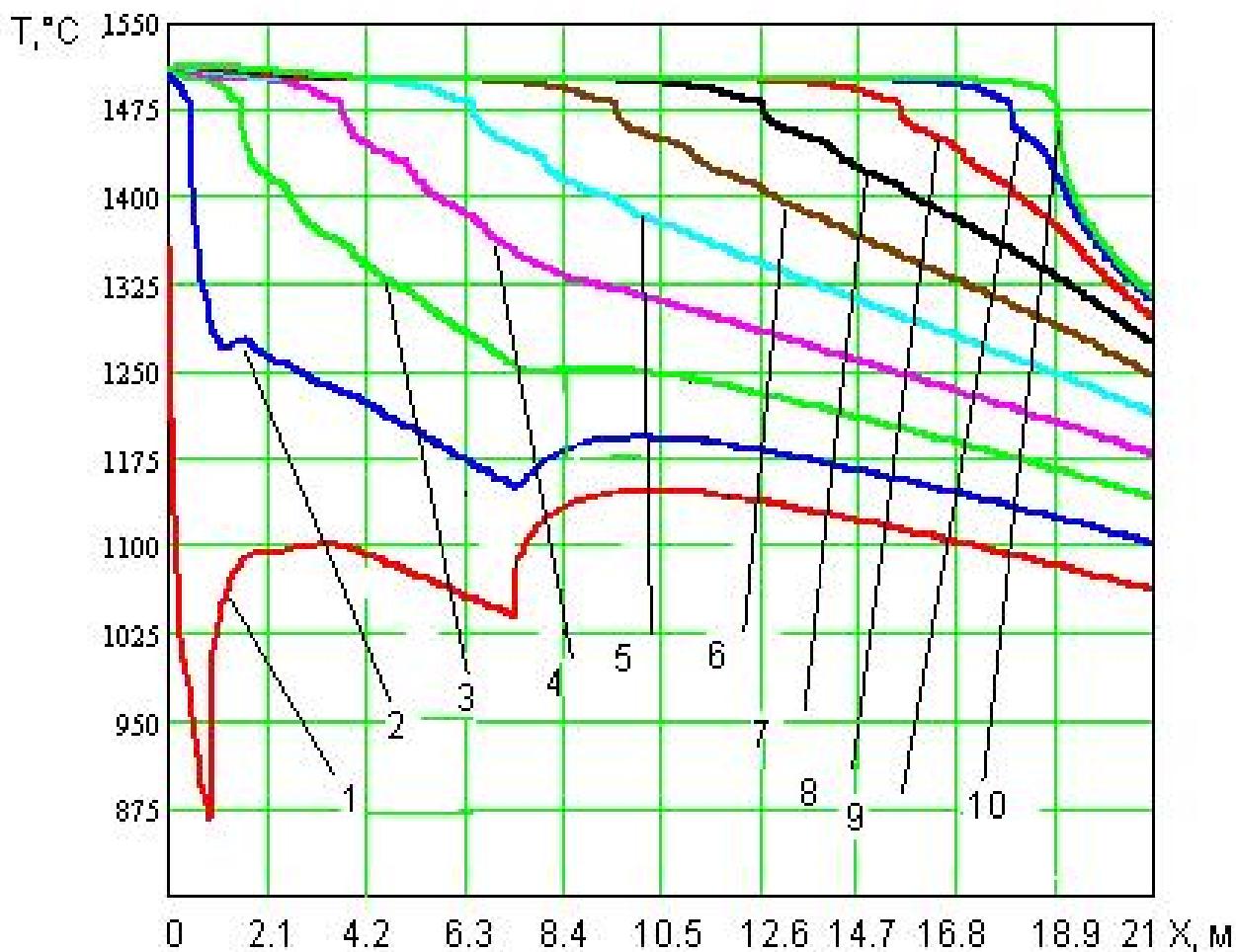


Рисунок 4.9 – Результаты моделирования температурного поля заготовки на основании исходных данных, полученных при помощи предложенной аналитической методики (1 – точка посередине поверхности заготовки, 2 – точка на оси поперечного сечения заготовки на глубине 7,22 мм; 3 – 14,44 мм; 4 – 21,66 мм; 5 – 28,88 мм; 6 – 36,1 мм; 7 – 43,32 мм; 8 – 50,54 мм; 9 – 57,76; 10 – 65,0 мм)

Кроме того, полученные в результате численного эксперимента расчетные кривые (рис. 4.9), которые с некоторой условностью можно рассматривать как практическую проверку предложенной аналитической методики, характеризуются

высокой степенью равномерности и не имеют резких бросков. Расстояния между соседними кривыми практически одинаковы, что говорит о близости закона распределения температуры по толщине корочки к линейному. Поэтому предложенная зависимость может быть рекомендована для определения распределения интенсивности охлаждения вдоль технологической оси МНЛЗ.

Особенно целесообразно ее использование в случае, когда необходимо централизованно спроектировать или проверить режимы охлаждения целого семейства типоразмеров заготовок для всего диапазона скоростей разливки.

В этом случае при помощи известных зависимостей [172, 178] можно перейти от распределения коэффициентов теплоотдачи по секторам к соответствующим расходам воды или водовоздушной смеси. Обычно в практике непрерывной разливки интенсивность охлаждения поддерживается постоянной по длине сектора, а согласно зависимости (4.1) она меняется, поэтому расход воды для сектора необходимо определить исходя из среднего значения коэффициента теплоотдачи.

Перспективной для разливки высококачественных марок стали представляется задача обеспечения плавного изменения коэффициентов теплоотдачи от поверхности заготовки вдоль ЗВО и, соответственно, вдоль каждого сектора. С технической точки зрения, такая задача может быть решена за счет использования форсунок различного типоразмера – по мере приближения к концу сектора вкручиваются форсунки меньшего типоразмера с меньшей пропускной способностью.

Для определения конкретных расходов охладителя по секторам ЗВО для условий рассмотренного выше примера приняты следующие длины секторов: 1-ый – 0,45 м; 2-ой – 2 м, 3-ий – 4 м. При этом с помощью вертикальных линий произведена разбивка области графика (см. рис. 4.8) на сектора охлаждения. На основании анализа данных, представленных на

рис. 4.8, выбраны следующие значения средних коэффициентов теплоотдачи для 1-го, 2-го и 3-го секторов ЗВО, соответственно 700, 500 и 430 Вт/(м<sup>2</sup>·К).

Для перехода к конкретным расходам охладителя необходимо воспользоваться соответствующими зависимостями. Такие зависимости представлены во многих работах, например [172, 175]. По мнению автора работы, предпочтение следует отдавать зависимостям типа:

$$\alpha = k \cdot g_f, \quad (4.2)$$

где  $g_f$  – плотность орошения поверхности заготовки, м<sup>3</sup>/(м<sup>2</sup>·ч);

$k$  – коэффициент пропорциональности, характеризующий работу форсунок, Вт·ч/(м<sup>3</sup>·К).

В литературе и практике технических отделов предприятий встречаются также зависимости другого вида, однако зачастую они сводятся к уравнениям типа (4.2).

Согласно [172] значение коэффициента пропорциональности  $k$  составляет 50-120 Вт·ч/(м<sup>3</sup>·К). В работе [175] предложено использовать значения 50 и 60 Вт·ч/(м<sup>3</sup>·К) для большого и малого радиусов соответственно.

По своему физическому смыслу коэффициент  $k$  отражает количество тепла, воспринятое единицей охладителя за единицу времени, приходящееся на каждую единицу разности температур поверхности заготовки и охлаждающей среды. Если условно пересчитать это количество тепла на повышение температуры единицы охладителя (пренебрегая изменением температур охладителя и заготовки в процессе охлаждения, и принимая разницу их температур равной 1200°С), то для значений 50 и 120 Вт·ч/(м<sup>3</sup>·К) будет получено кажущееся повышение температуры охладителя 51 и 123 °С соответственно. Поэтому значения коэффициента  $k$ , близкие к верхней границе (120 Вт·ч/(м<sup>3</sup>·К)) кажутся сложно достижимыми в условиях сортовых МНЛЗ.

Кажущееся повышение температуры на 123 °С говорит о слишком эффективной работе охладителя (единица охладителя как бы нагрелась до 100°С и при этом испарилось 4,8% охладителя). Возможно, такие значения коэффициента  $k$  могут быть получены в условиях слябовых МНЛЗ с развитой поддерживающей системой, где вода как бы рубашкой покрывает поверхность заготовки, а паровая прослойка, отделяющая воду от поверхности заготовки разрушается при прохождении через ролики. Поэтому для форсунок, используемых на сортовых МНЛЗ, по мнению автора, предпочтение следует отдавать значениям 50-60 Вт·ч/(м<sup>3</sup>·К).

Для исключения погрешности расчетов для каждой конкретной конструкции форсунок значение коэффициента  $k$  должно быть либо предоставлено изготовителем, либо уточнено в результате тепловых исследований работы форсунок.

Использование зависимости (4.2) позволяет перейти от коэффициентов теплоотдачи к значениям плотности орошения поверхности заготовки.

Для характеристики работы вторичного охлаждения используют различные величины. Упомянутая выше плотность орошения  $g_f$ , м<sup>3</sup>/(м<sup>2</sup>·ч); расход охладителя  $G$ , л/мин; удельный расход охладителя  $g$ , л/кг.

Плотность орошения, как было указано выше, используется для определения коэффициентов теплоотдачи.

Удельный расход охладителя удобен для анализа режима охлаждения (мягкое, жесткое). На основе этой величины удобно сравнивать режимы охлаждения заготовок различных сечений и марок стали на разных МНЛЗ. Особое внимание использованию этой величины уделено в работе [52].

Расход охладителя удобен для управления работой секторов и отслеживания количества израсходованного охладителя. Для

удобного взаимного пересчета этих величин предложены расчетные зависимости, приведенные в табл. 4.2.

Использование зависимостей, представленных в табл. 4.2, для выбранных выше длин секторов ЗВО (1-ый – 0,45 м; 2-ой – 2,0 м, 3-ий – 4,0 м) и соответствующих им коэффициентов теплоотдачи (700, 500 и 430 Вт/(м<sup>2</sup>·К)) при различных значениях коэффициента *k* позволило получить следующие значения характеристик работы ЗВО, представленные в табл. 4.3.

Таблица 4.2 – Зависимости для взаимного пересчета характеристик ЗВО

Определяемый параметр	Аргумент для определения параметра		
	$g_f, \text{ м}^3/(\text{м}^2 \cdot \text{ч})$	$g, \text{ л/кг}$	$G, \text{ л/мин}$
$g_f, \text{ м}^3/(\text{м}^2 \cdot \text{ч})$	$g_f$	$\frac{3.6}{4 \cdot l} \cdot g \cdot a \cdot v \cdot \rho$	$\frac{60}{1000} \cdot \frac{G}{4 \cdot a \cdot l}$
$g, \text{ л/кг}$	$\frac{4}{3.6} \cdot \frac{g_f}{a \cdot v \cdot \rho}$	$g$	$\frac{60}{3600} \cdot \frac{G}{a^2 \cdot v \cdot \rho}$
$G, \text{ л/мин}$	$4 \cdot \frac{1000}{60} \cdot g_f \cdot a \cdot l$	$\frac{3600}{60} \cdot g \cdot a^2 \cdot v \cdot \rho$	$G$

Согласно данным, приведенных в табл. 4.3, для значений коэффициентов *k* 50, 55, 60, 65 полные значения удельного расхода охладителя в ЗВО составили 1,33, 1,2, 1,108 и 1,02 л/кг соответственно.

Сопоставление полученных результатов с расходами воды по секторам, используемыми на сортовых МНЛЗ [200], позволяет идентифицировать перерасход воды на 1-ый сектор по сравнению с значениями, приведенными в табл. 4.3. Установление на практике таких значений расходов объясняется стремлением избежать прорывов. Однако практический расход воды в 1-ом секторе по данным работы [172] близок к насыщению, а чрезмерное переохлаждение корки заготовки под

кристаллизатором может привести к усиленному развитию такого дефекта макроструктуры заготовок как ромбичность. Несомненно, на практике необходимо всесторонне исследовать вопрос о выборе расхода воды на первый сектор.

Таблица 4.3 – Значения характеристик работы ЗВО при различных значениях коэффициента  $k$

Коэффициент $k$ , Вт·ч/(м <sup>3</sup> ·К)	Характеристики охлаждения заготовки в ЗВО								
	$g_f$ , м <sup>3</sup> /(м <sup>2</sup> ·ч)			$g$ , л/кг			$G$ , л/мин		
	1-ый сектор	2-ой сектор	3-ий сектор	1-ый сектор	2-ой сектор	3-ий сектор	1-ый сектор	2-ой сектор	3-ий сектор
50	14	10	8.6	0.138	0.438	0.754	54.6	173	298
55	12.72	9.03	7.82	0.125	0.398	0.685	49.6	157.27	270.9
60	11.67	8.33	7.17	0.115	0.365	0.628	45.5	144.16	248.3
65	10.77	7.69	6.62	0.106	0.337	0.58	42.0	133	229.2

Расхождения определенных в данной работе расходов охладителя для второго и третьего секторов с значениями, используемыми на практике, менее значительны, чем для 1-го сектора. Однако заметно различие соотношения расходов между 2-ым и 3-им секторами. Для расчетных значений отношение расходов охладителя в этих секторах меньше, чем на практике.

Установление оптимальных расходов охладителя и отсутствие перерасхода является очень важной задачей. Так, например, сокращение расхода воды на 50 л/мин на один ручей позволяет для 6-ручьевого машины в течение серии разлива продолжительностью 20 часов сэкономить 360 м<sup>3</sup> воды.

На основании результатов проведенных исследований можно сделать следующие выводы:

– предложенная зависимость для определения оптимальной интенсивности охлаждения поверхности заготовок в ЗВО может быть рекомендована для централизованного проектирования или проверки режимов ЗВО;

– отработан алгоритм перехода от распределения коэффициентов теплоотдачи к конкретным расходам охладителя по секторам, что совместно с использованием зависимости (4.1) создает основы для проверки оптимальности существующих режимов ЗВО, проектирования новых и автоматического управления работой ЗВО;

– предложены зависимости для взаимного пересчета различных характеристик работы ЗВО и кратко проанализированы области их применения;

– идентифицирован значительный перерасход воды на 1-ый сектор в реальных условиях разливки по сравнению с расчетными значениями. По мнению автора, на практике следует рассмотреть вопрос о сокращении расхода охладителя на первый сектор.

#### 4.3 Разработка методики оперативной идентификации количества засоренных форсунок ЗВО

На современном этапе освоения технологии высокоскоростной разливки стали в сортовые заготовки украинскими металлургическими предприятиями важной задачей наряду с определением оптимальных параметров разливки в расчетных условиях является изучение условий формирования заготовки в переходных процессах [204].

Для иллюстрации важности оперативной идентификации числа засоренных форсунок исследованы некоторые возможные аспекты влияния засорения форсунок и смещения охлаждающих коллекторов на температурное поле формирующейся заготовки. Исследования проведены при помощи описанной во второй главе



математической модели для непрерывнолитой заготовки сечением 130x130 мм из марки стали СтЗсп, скорость разливки 3,2 м/мин. При этом использован дифференцированный подход к заданию граничных условий на поверхности заготовки в ЗВО по опыту работы [95]. В результате установлен ряд важных фактов:

- засорение форсунок 1-го сектора ЗВО приводит к появлению на поверхности заготовки локальных областей, для которых температура поверхности заготовки превышает температуру соседних областей, формирующихся в расчетных условиях, на величину порядка 200-300 °С;

- особенно опасной представляется ситуация, когда засоряется форсунка 1-го ряда, так как при этом сухими остаются и нижележащие области заготовки, контактирующие с опорными роликами. В виду этого протяженность существования участка с повышенной температурой получается больше, чем в случае, когда засоряются форсунки 2-го или 3-го рядов.

- наличие одной засоренной форсунки во втором или третьем секторах ЗВО приводит к локальному повышению температуры центра грани заготовки на 60-70 и 30-40°С соответственно. Возврат температуры на нормальный уровень происходит на расстоянии 1-1,4 м от засоренной форсунки.

В общем случае число возможных комбинаций сочетания различных элементарных отклонений работы ЗВО от нормы очень значительно. В каждом конкретном случае в зависимости от возникающих проблем выбираются соответствующие исходные данные для расчета. В данной работе исследовалось влияние нескольких ситуаций на температурное поле формирующейся заготовки. Результаты расчетов и исходные данные представлены в табл. 4.4.

Таблица 4.4 – Влияние различных комбинаций засоренных форсунок на температурное поле заготовки

№ пп	Число засоренных форсунок	Номер сектора ЗВО, в котором находятся засоренные форсунки	Номера засоренных форсунок в пределах сектора	Локальное повышение температуры поверхности заготовки, °С	Остаточное повышение температуры поверхности заготовки на выходе из ЗВО, °С
1	2	2	4, 5	80-90	6-8
2	2	3	3, 4	45-50	6-9
3	3	2	4, 5, 6	105-110	14-16
4	3	3	3, 4, 5	60-65	13-15

На практике часто имеет место смещение или поворот охлаждающих коллекторов, что приводит к смещению центров факелов от центра грани заготовки. В результате температурное поле корочки данной грани становится неравномерным по ее длине. В данной работе при помощи численных экспериментов установлены некоторые аспекты влияния названного отклонения работы ЗВО. Расчетные данные, полученные для тех же параметров разливки, что и при изучении влияния засоренных форсунок, и соответствующие величины, характеризующие смещение коллекторов, представлены в табл. 4.5. Анализируемый момент времени, в который расчетное сечение находилось в зоне действия факелов форсунок, соответствует расстоянию 2,28 м от мениска; момент нахождения вне действия форсунок соответствует расстоянию 2,38 м от мениска.

Анализ данных табл. 4.4 и 4.5 позволяет выявить возникновение значительных температурных перекосов (до 100-120°С между углами заготовки) при отклонении работы ЗВО от нормы, что усугубляет развитие в ЗВО ромбичности заготовок, зародившейся в кристаллизаторе, и способствует возникновению внутренних трещин в районе углов заготовки.

Таблица 4.5 – Влияние смещения охлаждающих коллекторов на неравномерность температурного поля корочки формирующейся заготовки

№ пп	Смещение факела форсунки, см	Средняя температура металла в районе переохлажденно го угла*, ° С	Средняя температура металла в районе перегретого угла, ° С	Средняя температура металла в районе центра грани (охлаждаемой со смещенным коллектором), ° С	Средняя температура металла в районе центра грани (охлаждаемой в нормальных условиях), ° С
1	1,00	1169 (1240)**	1198 (1264)	1184 (1267)	1182 (1266)
2	2,00	1162 (1235)	1276 (1277)	1189 (1272)	1182 (1266)
3	3,00	1159 (1233)	1279 (1280)	1199 (1281)	1182 (1266)
4	4,00	1159 (1233)	1279 (1281)	1215 (1293)	1182 (1266)

\* – под понятием угол подразумевается массив металла, находящегося на расстоянии 28 мм, отсчитанном от ребра вдоль грани расчетного сечения в направлении перпендикулярном ребру.

\*\* – значение без скобок соответствует моменту времени, когда расчетное сечение находилось в зоне действия факелов форсунок; значение в скобках соответствует выходу из зоны действия факелов форсунок.

Графическое представление результатов некоторых численных экспериментов по изучению влияния засоренных форсунок и смещения коллекторов приводится рис. 4.10 и рис. 4.11.

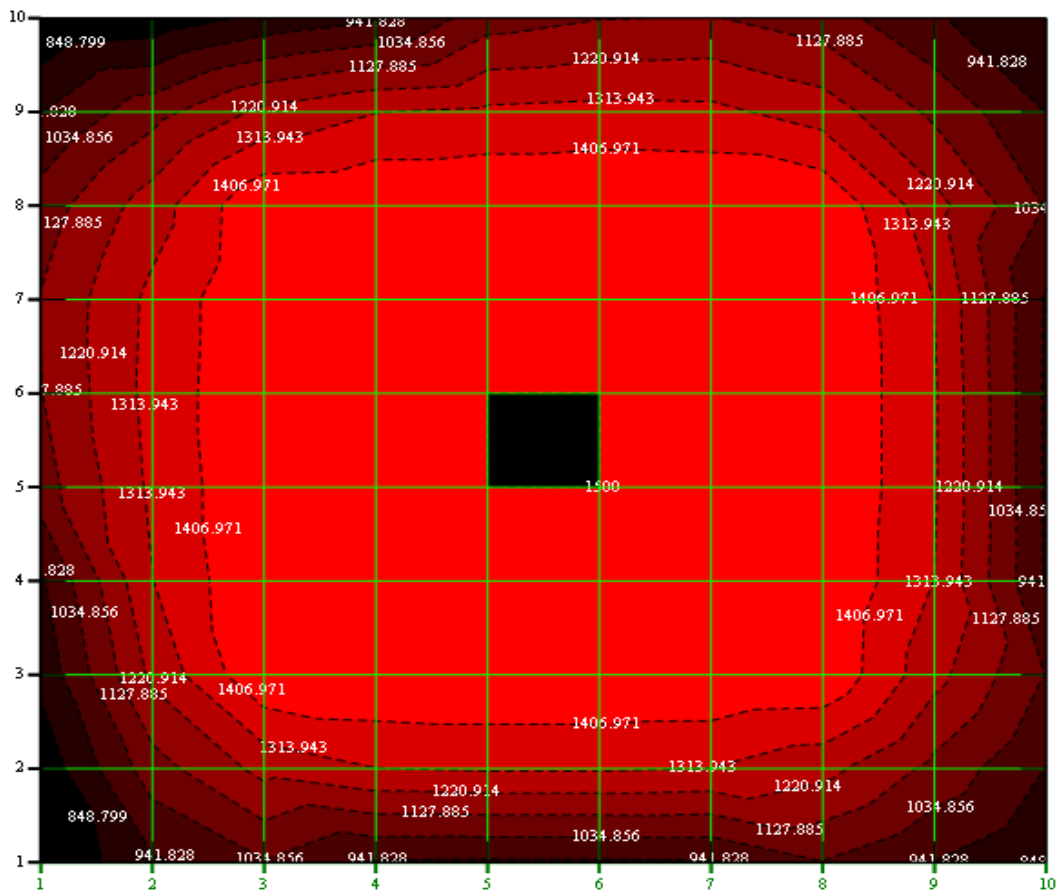


Рисунок 4.10 – Влияние смещения охлаждающего коллектора у левой боковой грани и у грани малого радиуса на 4 см на температурное поле формирующегося расчетного сечения, находящегося на расстоянии 230 мм от мениска для заготовки сечением 130x130 мм и скорости разливки 3,2 м/мин

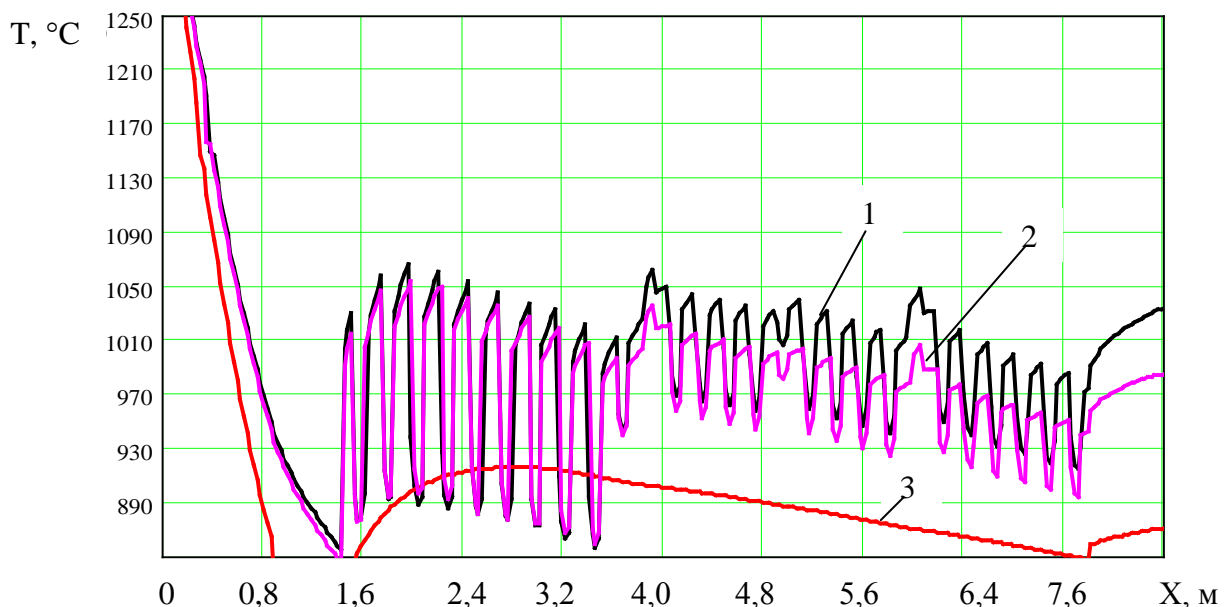


Рисунок 4.11 – Влияние засоренных форсунок на температурное поле формирующейся заготовки сечением 130x130 мм при скорости разливки 3,2 м/мин (согласно исходным данным в третьем секторе полностью засорены 2-я и 12-я форсунки и на 50% засорена 7-я форсунка; 1– температура центра грани, 2 – четверти грани, 3 – угла грани)

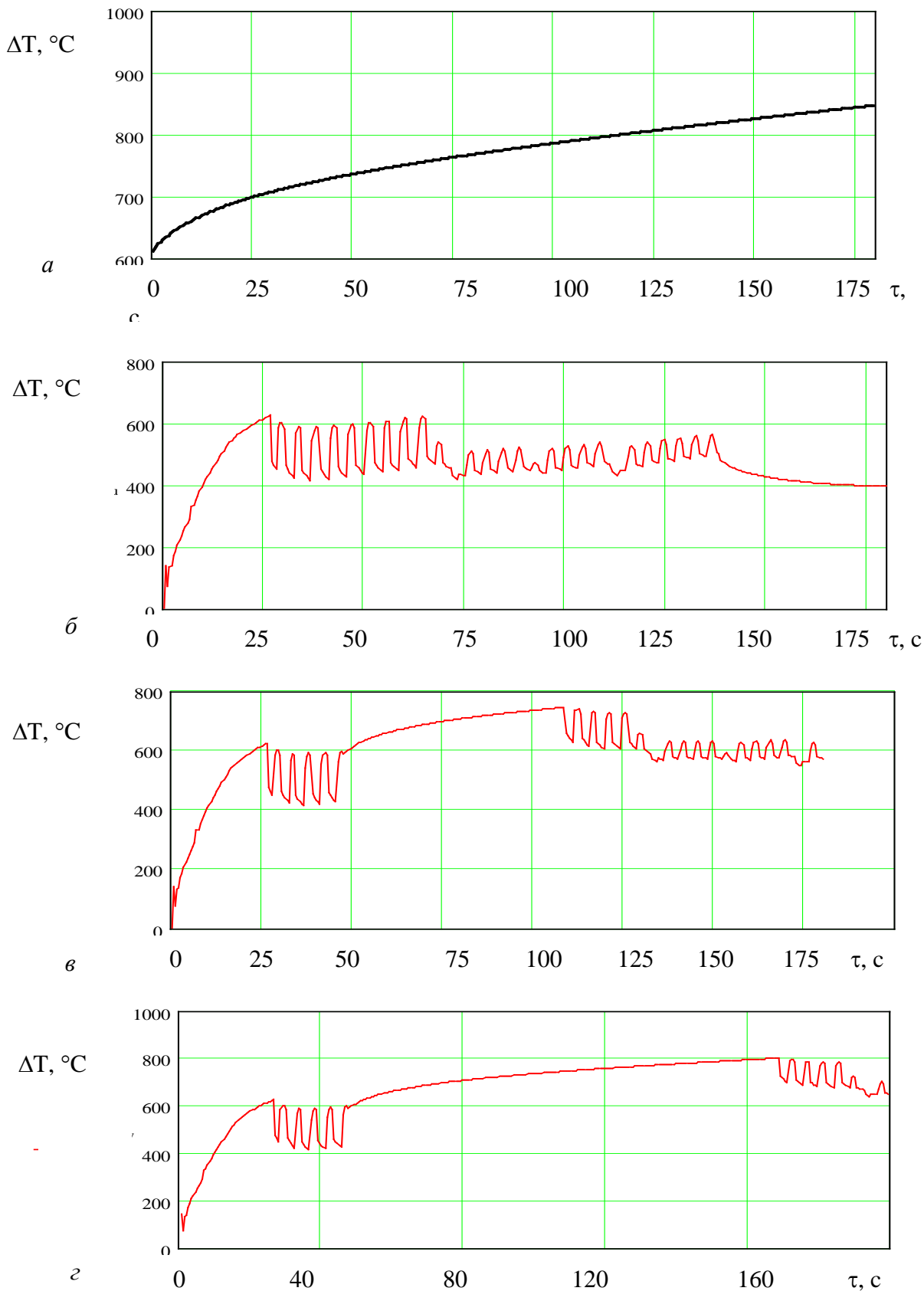


Рисунок 4.12 – Зависимость температурного перепада между точками, лежащими по разные стороны от фронта затвердевания, в районе центра грани от времени (*a* – для сечения, остановленного на расстоянии 2,56 м от мениска; *б* – для расчетного сечения, формирующегося при нормальных условиях разливки; *в* – для сечения, остановленного на расстоянии 2,56 м от мениска на одну минуту с последующим возобновлением разливки; *з* – то же самое с остановкой на две минуты)

Влияние временного останова ручья на температурное поле заготовки исследовалось при помощи аналогичного подхода (проведение численных экспериментов при помощи математической модели, созданной в данной работе). Полученные результаты представлены на рис. 4.12.

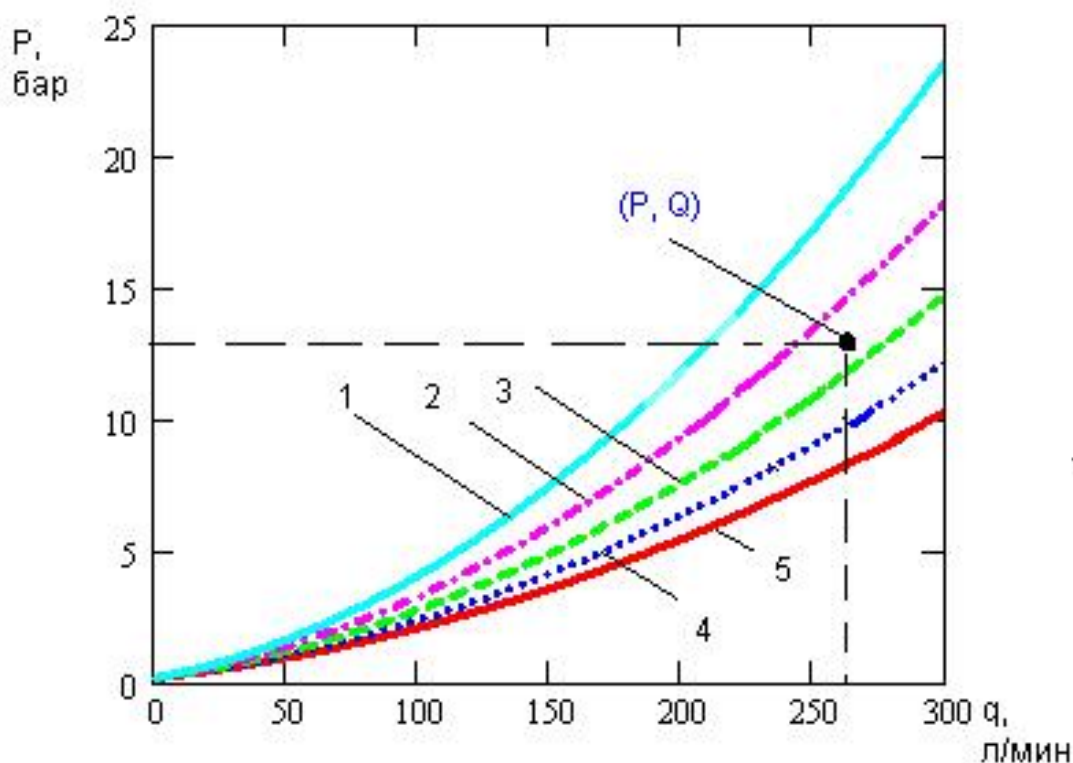
Определенные при помощи такого подхода значения температурных перепадов между характерными точками заготовки, формирующейся при отклонениях работы ЗВО, и вычисленные на их основе при помощи стандартных подходов, известных в прикладной механике, значения напряжений  $\sigma$ , деформаций  $\varepsilon$  и скорости деформации  $\dot{\varepsilon}$  сопоставляются с набором предельно допустимых параметров  $\Delta t_{дон}$ ,  $\sigma_{дон}$ ,  $\varepsilon_{дон}$ ,  $\dot{\varepsilon}_{дон}$ , которые в свою очередь определяются механическими свойствами каждой конкретной марки стали (группы марок сталей) в высокотемпературном диапазоне и требованиями, предъявляемыми заказчиком к качеству заготовок.

На основании сравнения расчетных и предельно допустимых параметров напряженно-деформированного состояния формирующейся заготовки делается вывод о возможности продолжения работы и получения кондиционных заготовок при данном отклонении работы ЗВО от нормы.

На практике при работе в нештатных ситуациях использование полученных выше результатов для принятия конкретных технологических решений возможно только при наличии оперативной идентификации числа засоренных форсунок. В работе предложен подход, который можно положить в основу автоматического определения числа засоренных форсунок в секторе в зависимости от давления, которое устанавливает регулятор расхода для прокачивания заданного количества воды через сектор. Чем меньше работающих форсунок, тем выше требуемое давление [166].

Поскольку среди всех гидравлических сопротивлений сектора сопротивление форсунки является основным по

величине, то зная напорно-расходную характеристику форсунки (таковая должна быть представлена производителем или может быть установлена в результате гидравлического испытания), можно составить напорно-расходную характеристику сектора, в котором работает определенное количество форсунок. Расход воды на сектор ( $Q$ ) делится на число работающих форсунок, в результате чего для расхода воды на сектор должно быть установлено давление ( $P$ ), полученное из напорно-расходной характеристики одной форсунки. Принимая работающими различное число форсунок, строим семейство напорно-расходных характеристик сектора. На рис. 4.13 приведено семейство напорно-расходных кривых для сектора, состоящего из 72 форсунок производства одной из современных фирм.



1 – 40; 2 – 45; 3 – 50; 4 – 65; 5 – 72 форсунки

Рисунок 4.13 – Семейство напорно-расходных характеристик сектора ЗВО для различного числа работающих форсунок

Автоматически находим положение точки с текущими координатами  $(P, Q)$ , определяем, какая кривая наиболее приближена к данной точке, что служит указанием на количество засоренных форсунок. На основании этой информации и практического опыта или результатов математического моделирования принимается решение о возможности продолжения разливки.

#### 4.4 Автоматический контроль точности поддержания заданного температурного состояния заготовки в ЗВО

##### 4.4.1 Контроль температуры поверхности

Еще одним важным элементом управления тепловой работой МНЛЗ является контроль температуры поверхности заготовки в ЗВО.

Отечественные МНЛЗ не предусматривают систематический оперативный контроль температуры поверхности. Однако из опыта зарубежных предприятий известно, что наличие такой информации позволяет целенаправленно управлять процессом непрерывной разливки и своевременно идентифицировать отклонения в работе [200]. Как правило, такие измерения реализуются при помощи пирометров, установленных в разрыв между секторами ЗВО.

Проблема выбора пирометров для реализации практических замеров достаточно дискуссионна, так как сегодня на рынке измерительной техники представлено много устройств, а требуемый диапазон измерений ( $700-1250^{\circ}\text{C}$ ) может быть обеспечен пирометром любого типа (радиационным, яркостным, спектрального отношения). Основное внимание, кроме стоимости прибора, следует обращать на такую характеристику пирометра как возможность защиты прибора от температурных нагрузок (водяное охлаждение корпуса, воздушный обдув пространства между объективом прибора и поверхностью заготовки и т.д.).



При использовании пирометров любого типа важным является вопрос минимизации погрешности измерения температуры (измеряется условная температура, соответствующая абсолютно черному телу) и ее пересчета на действительное значение температуры реального тела. При этом необходимо учитывать возможность наличия окалины на поверхности заготовки, ослабления излучения от поверхности заготовки за счет поглощения и рассеяния и т.д. Значительные методические сложности могут возникать при определении степени черноты поверхности металла (монохроматической или интегральной). Технические характеристики ряда пирометров, которые могут быть использованы для стационарных замеров температуры поверхности заготовки в ЗВО приведены в Приложении К.

Идеальным с теоретической точки зрения представляется случай, когда пирометры устанавливаются в конце секторов ЗВО напротив каждой грани. Однако в условиях реальной МНЛЗ размещение пирометров напротив боковых граней заготовок практически невозможно из-за ограниченного расстояния между соседними ручьями. Поэтому можно установить пирометры напротив граней малого и большого радиуса или же ограничиться их установкой напротив грани малого радиуса.

#### 4.4.2 Математическое моделирование

Важным элементом исследования процессов, протекающих при формировании непрерывнолитых заготовок, является математическое моделирование процесса в темпе реального времени, протекающее параллельно технологическому процессу.

На первом этапе это позволит уточнить задание граничных условий в ЗВО за счет уточнения характеристик форсунок на основании данных о температуре характерных точек на поверхности заготовки, полученных при помощи пирометров. Целесообразно решать задачу уточнения, последовательно

добавляя в рассмотрение по одному сектору: сначала проводим моделирование для участка кристаллизатор и первый сектор ЗВО, в результате чего уточняем характеристику форсунок 1-го сектора. Далее проводим моделирование и соответственно уточнение для второго сектора и так далее.

Алгоритм решения такой задачи для случая без учета локальной неравномерности теплоотвода можно представить следующим образом:

– для конкретного расхода воды и соответственно плотности орошения по зависимости (4.2) переходим к коэффициенту теплоотдачи для ряда значений коэффициента  $k$ , например, от 50 до 65 с определенным шагом;

– полученные коэффициенты теплоотдачи используем для задания граничных условий теплообмена для соответствующего сектора ЗВО;

– на основании сравнения результата замеров и моделирования выбираем вариант с наименьшим расхождением, который в наибольшей мере соответствует значению коэффициента  $k$  для форсунок, установленных в рассматриваемом секторе.

Для случая с учетом локальной неравномерности теплоотвода в качестве исходных данных для нахождения значения коэффициента теплоотдачи в области натекания факелов форсунок на поверхность заготовки используем результаты решения задачи, не учитывающей локальную неравномерность теплоотвода, при помощи зависимости (2.21).

На втором этапе возникает возможность отслеживать протекание процесса формирования заготовки на основании сравнения результатов замеров температур пирометрами с результатами моделирования, представляющими собой эталонные значения температур. В случае возникновения рассогласования имеется возможность автоматической коррекции расходов воды на сектора вторичного охлаждения.

Эта коррекция может быть осуществлена на основании только лишь названной разницы температур при помощи известных законов регулирования, тем более что непрерывно генерируемый сигнал  $\Delta T$  играет роль обратной связи. Однако любое регулирование становится более эффективным, когда при его реализации используется зависимость, позволяющая рассчитать требуемую величину корректировки управляющего фактора.

В рассматриваемом случае таким управляющим фактором является корректирующий расход охлаждающей воды на сектор ЗВО. Эта величина может быть как положительной, в случае если замеренная температура выше рекомендуемой, так и отрицательной в обратном случае. Для ее определения предложено использовать следующую логическую цепочку:

– на основании величины разности температур из рассмотрения теплового баланса корочки затвердевшего металла в пределах рассматриваемого сектора определяем корректирующую плотность теплового потока:

$$\Delta q = \frac{\Delta T}{2} \cdot \delta_{cp} \cdot \rho \cdot c \cdot \frac{v}{L_s},$$

где  $L_s$  – длина рассматриваемого сектора, м;

$\delta_{cp}$  – средняя толщина корочки металла в пределах рассматриваемого сектора, м;

$\rho, c$  – плотность и теплоемкость металла твердой корочки соответственно,  $\text{кг/м}^3, \text{Дж}/(\text{кг}\cdot\text{К})$ ;

$v$  – скорость разливки металла, м/с;

– при помощи закона Ньютона-Рихмана переходим от корректирующей плотности теплового потока к добавочному значению коэффициента теплоотдачи, а от него, используя зависимость (4.2), к корректирующему значению плотности орошения  $\Delta g_f$ ;

– от корректирующей плотности орошения при помощи формул, приведенных в табл. 4.2, переходим к корректирующему расходу воды на сектор:

$$\Delta G = 4 \cdot \frac{1000}{60} \cdot a \cdot L_s \cdot \Delta g_f,$$

где  $a$  – размер грани заготовки, м.

Пример использования предложенной зависимости приведен на рис. 4.14.

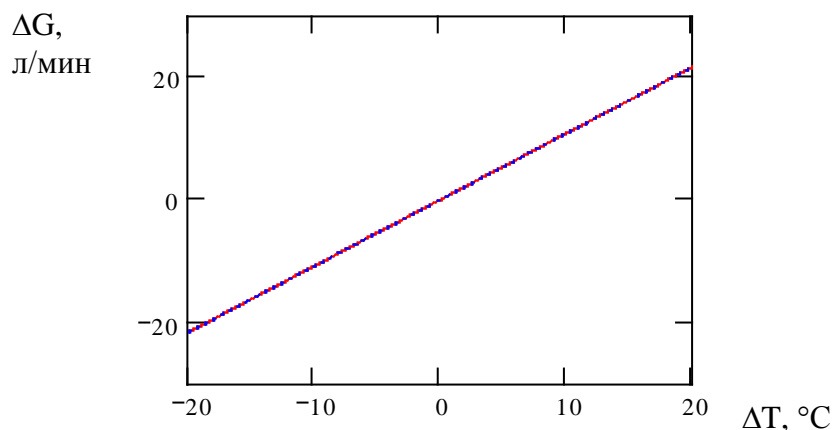


Рисунок 4.14 – Зависимость корректирующего расхода воды в зависимости от перепада измеренной и рекомендуемой температур

Представленные результаты получены для следующих исходных данных: длина сектора 4 м, скорость разливки 4 м/мин, сечение заготовки 130x130 мм, коэффициент пропорциональности в зависимости (4.2) 55 Вт·ч/(м<sup>3</sup>·К).

#### 4.5 Расширение осевой зоны равноосных кристаллов заготовок, разливаемых на радиальных высокоскоростных сортовых МНЛЗ

##### 4.5.1 Теоретическое исследование

Из практики разливки непрерывнолитых заготовок известно, что предпочтительной является макроструктура с равноосной

структурой в центральной зоне. При этом образуется рассредоточенная осевая пористость, которая хорошо заваривается при горячей пластической деформации даже при невысокой степени обжатия; осевая ликвация также не имеет возможности сконцентрироваться в центре заготовки и распределяется по всему объему осевой зоны. Естественно, что для расширения осевой зоны равноосных кристаллов необходимо путем целенаправленных воздействий добиваться сокращения зоны столбчатых кристаллов. В конечном итоге это приведет к тому, что заготовки будут характеризоваться более низким баллом осевой пористости и ликвации, будут улучшаться механические свойства проката [66]. Расширение осевой зоны равноосных кристаллов особенно важно для разливки высококачественных марок стали, склонных к транскристаллизации.

В первой главе были рассмотрены различные способы сокращения длины зоны столбчатых кристаллов. Наряду с методами динамического воздействия имеются методы, основанные на организации режимов вторичного охлаждения, предполагающих снижение интенсивности охлаждения. Ниже приводится исследование влияния уменьшения расхода охладителя на грань малого радиуса на сокращение зоны столбчатых кристаллов, растущих от этой грани, для высокопроизводительных сортов машин.

Как было указано в литературном обзоре, сокращение зоны столбчатых кристаллов достигается при резком снижении интенсивности направленного теплоотвода от фронта кристаллизации, а также при скоплении зародышей твердой фазы у фронта кристаллизации [48]. Поскольку в данной работе изучаются способы сокращения зоны столбчатых кристаллов, растущих от грани малого радиуса, то основное внимание необходимо сосредоточить на снижении интенсивности теплоотвода, так как зародыши твердой фазы под действием силы

тяжести будут скапливаться преимущественно у грани большого радиуса.

На практике контролируемое перераспределение воды между гранями формирующейся заготовки представляет собой довольно сложную задачу. Это связано с тем, что на современных сортовых машинах предусмотрен единый подвод воды к рамке вторичного охлаждения, которая служит для распределения воды между гранями. В такой ситуации наиболее приемлемым решением является использование форсунок разных типоразмеров (большой типоразмер по большому радиусу и боковым сторонам, меньший – по малому радиусу). На рис. 4.15 представлены расходные характеристики применяемых форсунок, рассчитанные по данным одной из фирм производителей.

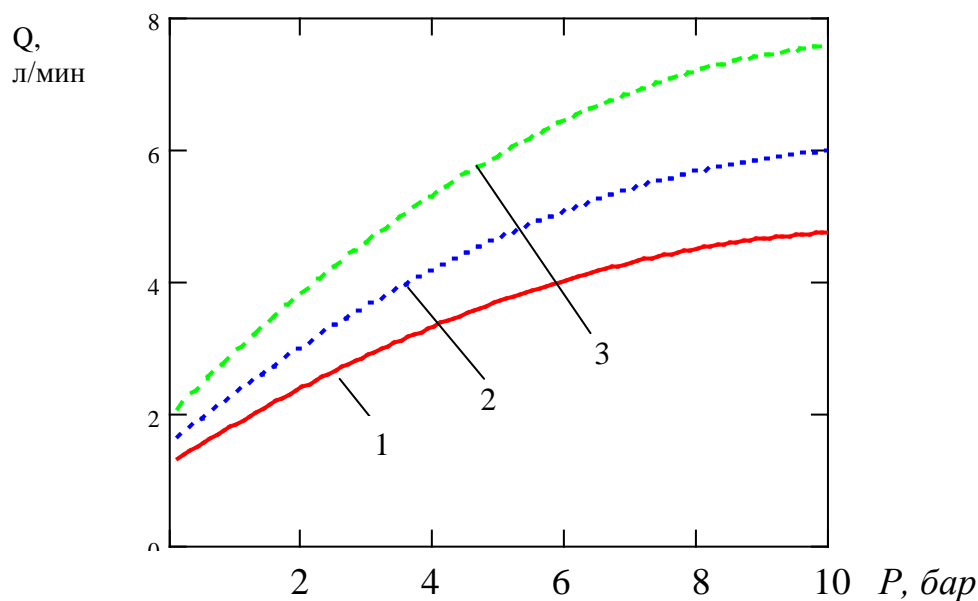


Рисунок 4.15 – Расходные характеристики форсунок (1 – DBQ 1294 PNR, 2 – DBQ 1370 PNR, 3 – DBQ 1470 PNR)

На рис. 4.16 представлены данные о расходах воды в зависимости от давления для разных типов форсунок, выраженные в процентах от пропускной способности форсунок типа DBQ 1470 PNR. Для того, чтобы ответить на вопрос

достаточно ли 20 % перераспределения воды между гранями большого и малого радиуса для какого-либо улучшения макроструктуры заготовок, разливаемых на высокопроизводительных сортовых машинах, был проведен следующий численный эксперимент.

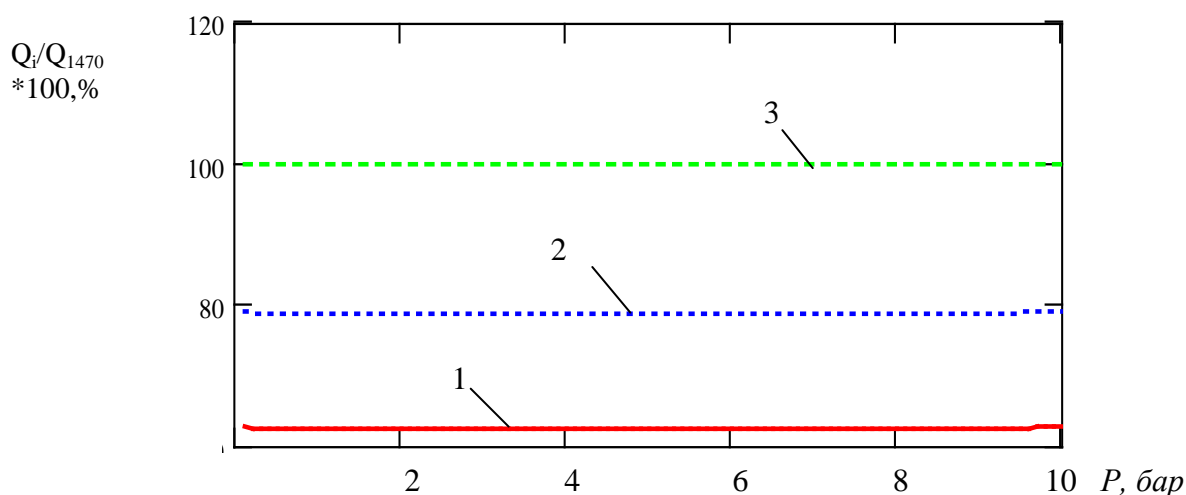


Рисунок 4.16 – Относительные расходные характеристики форсунок (1 – DBQ 1294 PNR, 2 – DBQ 1370 PNR, 3 – DBQ 1470 PNR)

Для условий, по которым проверялась адекватность предложенной математической модели, был рассчитан температурный перепад между точками, находящимся на расстоянии  $\Delta y=0,0037$  м по разные стороны от фронта кристаллизации. После было рассчитано изменение этого же градиента для условий теплоотвода уменьшенного на 20%. Полученные результаты представлены на рис. 4.17. Циклический характер информации, представленной на рассчитанных кривых, является следствием перехода от непрерывного континуума к дискретному решению задачи численными методами (хотя продвижение фронта кристаллизации действительно носит периодический характер, это явление описано в работах [99, 100]).

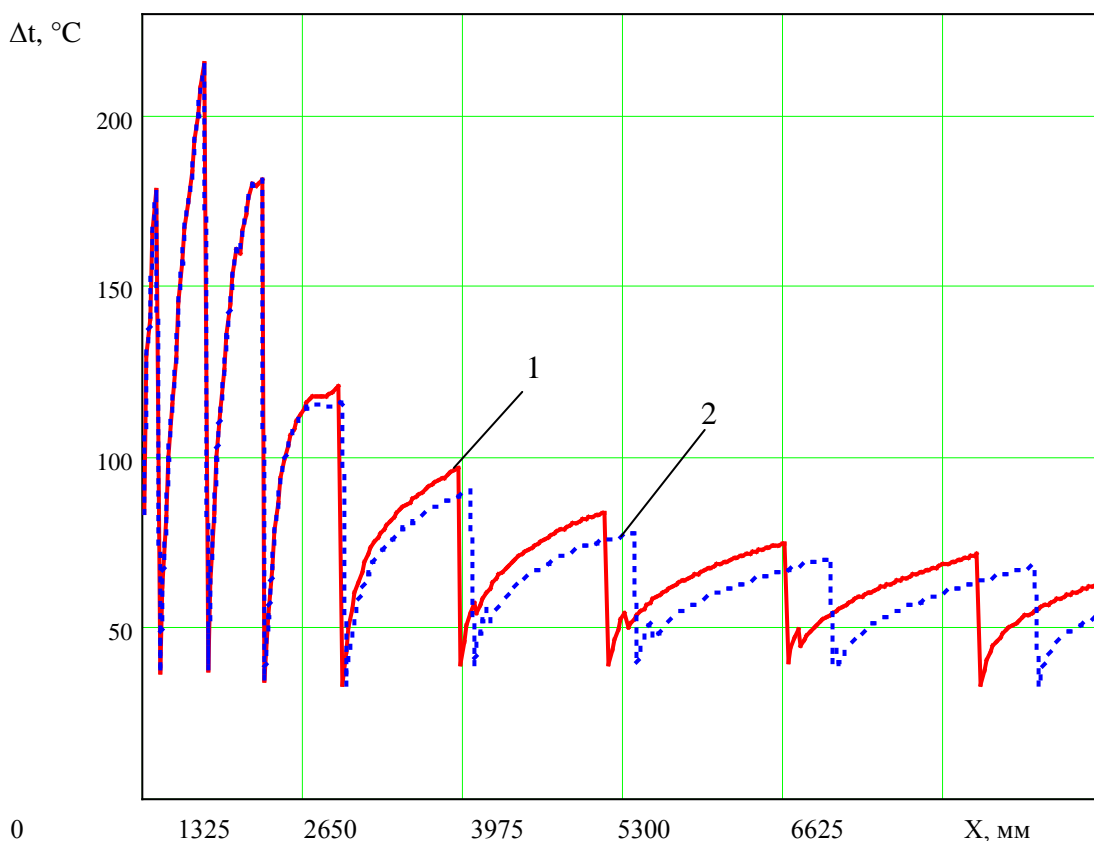


Рисунок 4.17 – Данные об изменении температурного перепада между точками, лежащими по разные стороны от фронта затвердевания на расстоянии 3,7 мм, при скорости разливки 3,2 м/мин (1 – для случая с номинальным охлаждением, 2 – для случая с уменьшенным расходом охладителя на 20 %)

Анализ представленной информации позволяет заключить, что снижение интенсивности внешнего теплоотвода при прочих равных условиях позволяет уменьшить тепловой поток, отводимый от фронта кристаллизации и, следовательно, сократить протяженность зоны столбчатых кристаллов. То есть перераспределение воды между радиальными гранями должно привести к выравниванию длин зон столбчатых кристаллов (уменьшение расхода охладителя на грань малого радиуса приведет к сокращению зоны столбчатых кристаллов, растущих от этой грани, а для грани большого радиуса она останется неизменной при условии сохранения прежнего расхода охладителя).



Для того, чтобы проверить влияние уменьшения расхода охладителя на уменьшение температурного перепада у фронта затвердевания при повышенных скоростях разливки был проведен аналогичный численный эксперимент для следующих исходных данных: сечение заготовки 130x130 мм; скорость разливки 4 м/мин; базовый расход охладителя по секторам ЗВО С1 – 320 л/мин; С2 – 400 л/мин; С3 – 350 л/мин. Результаты расчетов представлены на рис. 4.18.

В результате сравнения результатов численных экспериментов для скоростей 3,2 м/мин и 4 м/мин можно прийти к выводу, что в обоих случаях уменьшения расхода охладителя на какую-либо грань оказывает примерно одинаковое влияние на уменьшение температурного перепада у фронта затвердевания.

На выходе рассматриваемого сечения из ЗВО температурный перепад между точками, лежащими по разные стороны от фронта затвердевания на расстоянии 3,7 мм при использовании базовых расходов охладителя составил для скорости разливки 3,2 м/мин порядка 65°C, а для скорости 4 м/мин – порядка 60°C. Уменьшение расхода охладителя на 20 % позволило в первом случае уменьшить рассматриваемый температурный перепад на 4°C, а во втором случае на 5°C. То есть, речь идет об уменьшении величины теплового потока, отводимого от фронта затвердевания, на 6-8%. Подобные расчеты были произведены автором для различных марок стали и температурно-скоростных режимов литья. Во всех случаях уменьшение расхода охладителя позволило снизить величину температурного перепада между рассматриваемыми точками (и, следовательно, величину отводимого теплового потока на 6-9%).

Убедиться в том, что предложенная схема расстановки форсунок не будет противоречить другим технологическим соображениям, позволяют результаты математического моделирования, полученные для следующих исходных данных: марка стали Ст5, сечение 130x130 мм, расход воды на вторичное

охлаждение для боковых граней и грани большого радиуса: С1 – 120 л/мин, С2 – 220 л/мин, С3 – 200 л/мин; для грани малого радиуса С1 – 120 л/мин, С2 – 183 л/мин, С3 – 166 л/мин. На основании анализа полученных данных был сделан вывод о допустимости и целесообразности использования предложенной схемы расстановки форсунок, так как хотя общий уровень температур в районе грани малого радиуса несколько повысился (порядка 20-25°С), он вполне допустим с точки зрения технологических требований.

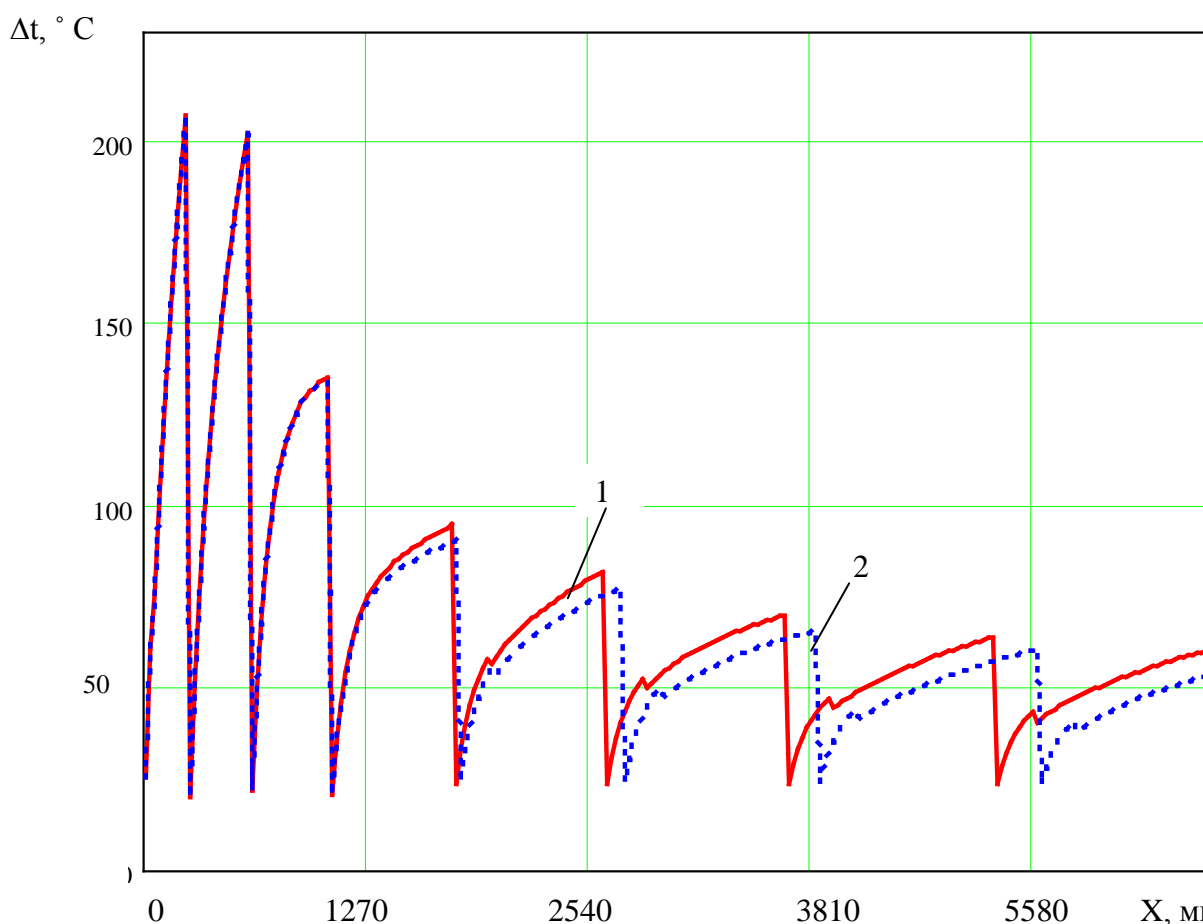


Рисунок 4.18 – Данные об изменении температурного перепада между точками, лежащими по разные стороны от фронта затвердевания на расстоянии 3,7 мм, при скорости разливки 4 м/мин (1 – для случая с номинальным охлаждением, 2 – для случая с уменьшенным расходом охладителя на 20 %)

#### 4.5.2 Методика проведения эксперимента по проверке предложенного режима вторичного охлаждения

На основании результатов математического моделирования была высказана гипотеза о том, что режим вторичного охлаждения, предполагающий 20 % уменьшение расхода воды на грань малого радиуса, приведет к выравниванию длин зон столбчатых кристаллов, растущих от радиальных граней [101].

Сравнение различных способов перераспределения воды между гранями формирующегося слитка позволило сделать вывод, что для условий сортовой МНЛЗ наилучшим способом достижения этого эффекта является использование для охлаждения грани малого радиуса форсунок меньшего типоразмера по сравнению с другими гранями (рис. 4.19).

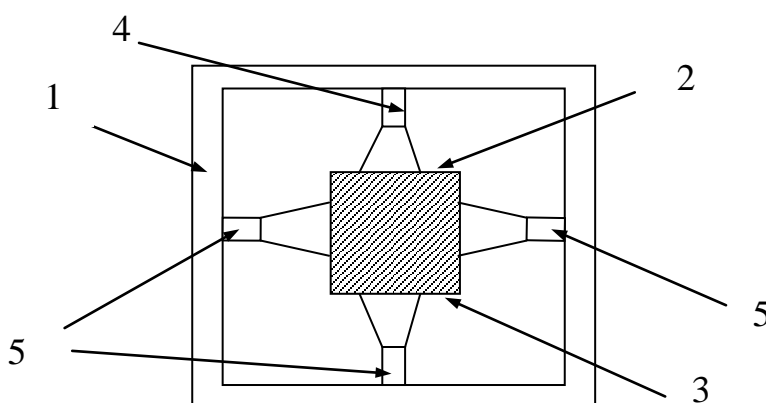


Рисунок 4.19 – Поперечный разрез одного из секторов ЗВО (1 – рамка вторичного охлаждения; 2 – грань малого радиуса, формирующейся заготовки; 3 – грань большого радиуса формирующейся заготовки; 4 – форсунка меньшего типоразмера для охлаждения грани малого радиуса; 5 – форсунки большего типоразмера для охлаждения плоских граней и грани большого радиуса)

Обычно используемая схема расстановки форсунок представлена в таблице 4.6. Для проведения опытно-промышленной разливки металла на 2-ом ручье сортовой МНЛЗ ЗАО «ММЗ «ИСТИЛ (Украина)» была использована схема

расстановки форсунок в зоне вторичного охлаждения (представленная в таблице 4.7).

В результате проведения двух опытно-промышленных серий разливки, отбора поперечных образцов (по два образца от каждой серии), их шлифовки, травления 50 % водным раствором соляной кислоты (ОСТ 14-1-235-91) и последующего изучения протяженности структурных зон (точность измерения  $\pm 0,5$  мм) были получены данные о влиянии уменьшения расходов воды на подавление роста зоны столбчатых кристаллов, растущих от грани малого радиуса.

Таблица 4.6 – Обычная схема расстановки форсунок зоны вторичного охлаждения

Сектор	Тип форсунок	Количество форсунок
1	DBM 1740 PNR	1 ряд – 8 штук
	DBM 1470 PNR	2 - 3 ряд – 16 штук
2	Большой, малый радиус и боковые грани	
	DBQ 1470 PNR	1-9 ряд – 36 штук
3а	Большой, малый радиус и боковые грани	
	DBQ 1370 PNR	1- 9 ряд – 36 штук
3б	Большой, малый радиус и боковые грани	
	DBQ 1370 PNR	10-18 ряд – 36 штук

Результаты опытно-промышленных испытаний представлены в таблице 4.8. Для сравнения в этой же таблице приведены результаты статистической обработки данных о разнице протяженности зон столбчатых кристаллов по радиальным сторонам в случае применения обычного охлаждения.

Таблица 4.7 –Схема расстановки форсунок зоны вторичного охлаждения, предполагающая перераспределение охладителя между гранями заготовки

Сектор	Тип форсунок	Количество форсунок
1	DBM 1740 PNR	1 ряд – 8 штук
	DBM 1470 PNR	2-3 ряд – 16 штук
2	Большой радиус и боковые грани	
	DBQ 1470 PNR	1-9 ряд – 27 штук
	Малый радиус	
	DBQ 1370 PNR	1-9 ряд – 9 штук
3а	Большой радиус и боковые грани	
	DBQ 1370 PNR	1-9 ряд – 27 штук
	Малый радиус	
	DBQ 1294 PNR	1-9 ряд – 9 штук
3б	Большой радиус и боковые грани	
	DBQ 1370 PNR	10-18 ряд – 27 штук
	Малый радиус	
	DBQ 1294 PNR	10-18 ряд – 9 штук

Следует заметить, что для непрерывнолитых заготовок, полученных при обычной схеме расстановки форсунок, относительная разница в длинах зон столбчатых кристаллов по радиальным сторонам составляет в среднем  $12 \pm 0.91\%$ , а для заготовок, полученных при проверяемом режиме вторичного охлаждения, эта разница составляет 3-4 %. Зона столбчатых кристаллов, растущая от грани малого радиуса, для образца, полученного в обычных условиях, заканчивается на расстоянии 33 мм от поверхности, для грани большого радиуса эта величина составляет 29 мм (возможная инструментальная погрешность определения длины структурных зон составляет 0,5 мм). Для поперечного образца, отобранного от заготовки сечением

125x125 мм, полученной с использованием скорректированного режима ЗВО, разница длин зон столбчатых кристаллов по радиальным сторонам составляет 15 мм.

Таблица 4.8 – Данные об условиях проведения эксперимента и полученных результатах

№ эксперимента	№ плавки	№ ручья	Марка стали и размер заготовки	Расход воды на 1-ый сектор, л/мин	Расход воды на 2-ой сектор, л/мин	Расход воды на 3-ий сектор, л/мин	Скорость разливки, м/мин	Тпк, °С	Относительная разница длин зон столбчатых кристаллов по радиальным сторонам, $(l_r - l_R)/a * 100\%$
1	209007	2	Ст5 сп (125x125)	219	252	200	3,82	1521	3,4 ( $l_R = 29$ мм $l_r = 33$ мм)
2	20994	5	Ст5 сп (125x125)	100	245	290	3,26	1518	4 ( $l_R = 30$ мм $l_r = 35$ мм)
Средние данные для обычных условий разливки (по темплетам от десяти плавки)			Ст5 сп (125x125)	100 – 220	200 – 300	200 – 300	2,8 – 3,85	1515 – 1525	$12 \pm 0,91$ ( $l_{Rcp} = 30$ мм $l_{rcp} = 45$ мм)

При помощи разработанного подхода к исследованию локальных характеристик температурного поля в районе фронта затвердевания рассчитано значение температурного перепада между точками, лежащими на расстоянии 3,7 мм по разные стороны от фронта затвердевания для заготовок из марки стали 20ХНМА для различных значений перегрева жидкого металла и интенсивностей охлаждения (Приложение Л). Совместный анализ полученной информации позволяет заключить, что целенаправленное перераспределение охладителя помогает

нивелировать негативное влияние отклонения ряда параметров разлива от нормы (повышенный перегрев, чрезмерный расход охладителя по секторам ЗВО), снизить величину исследуемого температурного перепада, а следовательно, и теплового потока, отводимого от фронта затвердевания, и получить такие показатели макроструктуры как осевая пористость и осевая ликвация на заданном уровне.

На основании приведенных выше данных можно сделать следующие выводы:

- предложенная схема расстановки форсунок позволяет уменьшить относительную разницу в протяженности зоны столбчатых кристаллов по криволинейным сторонам (за счет сокращения протяженности названной зоны от грани малого радиуса) и, следовательно, расширить площадь зоны осевых равноосных кристаллов на величину порядка 10 - 16 %;
- использование разработанной схемы расстановки форсунок целесообразно при разливе марок стали с гарантией по макроструктуре, склонных к транскристаллизации. Так как при этом улучшатся такие характеристики макроструктуры как плотность осевой зоны и химическая однородность. То есть предложенное мероприятие является резервом снижения осевой пористости и повышения химической однородности заготовки даже при неблагоприятных условиях разлива (повышенный перегрев, чрезмерно высокая интенсивность вторичного охлаждения);
- в случае если требуется уменьшить разницу в протяженности зоны столбчатых кристаллов по радиальным сторонам в еще большей мере, необходимо прибегнуть к большей степени перераспределения воды между гранями непрерывнолитого слитка (однако в этом случае перед принятием конкретных решений необходимо сделать расчет температурных полей и проверить, удовлетворяют ли они другим технологическим требованиям);

- для сокращения протяженности зоны столбчатых кристаллов в целом можно порекомендовать снижение расходов охлаждающей воды в последнем секторе ЗВО. Но при этом лимитирующим звеном являются технологическая длина МНЛЗ и ее производительность, так как при определенных условиях снижение расходов вторичной воды может привести к тому, что заготовка подойдет к газорезке до полного окончания затвердевания.

#### 4.6 Выводы

Проиллюстрировано использование разработанного математического комплекса для изучения неравномерности распределения температуры по поверхности непрерывнолитой заготовки, формирующейся в ЗВО, и определения условий, при которых развитие названной неравномерности будет устранено или минимизировано.

Для эффективного управления тепловой работой ЗВО создан метод для определения рациональной интенсивности охлаждения поверхности сортовых заготовок, нацеленный на централизованное проектирование или проверку режимов ЗВО в диапазоне скоростей разлива 1,5-8 м/мин с меньшей трудоемкостью, чем известные методы.

Предложены зависимости для взаимного пересчета различных характеристик работы ЗВО и кратко проанализированы области их применения.

Изучены некоторые аспекты влияния таких отклонений работы ЗВО как забивание форсунок и смещение охлаждающих коллекторов на тепловое состояние заготовки. Так показано, что забивание трех соседних форсунок при разливе сортовых заготовок может привести к локальному повышению температуры порядка 100°C.



Предложен метод для определения количества засоренных форсунок в секторах ЗВО на основании построения семейства гидравлических характеристик секторов для различного количества работающих форсунок (начиная от номинального до по каким-либо соображениям выбранного минимального значения) и идентификации положения текущей рабочей точки (по значениям давления и расхода), что служит указанием на количество засоренных форсунок. На основании этой информации и практического опыта или результатов математического моделирования принимается решение о возможности продолжения разливки.

Проработан комплекс вопросов для создания системы автоматического контроля точности поддержания заданного температурного состояния заготовки в ЗВО на основании сравнения значений температуры поверхности заготовки в конце секторов ЗВО, полученных в результате замера при помощи пирометра и заданных по технологии рациональных значений (например, определенных при помощи эталонной математической модели). Для определения величины корректирующих расходов охладителя по секторам создана расчетная зависимость, устанавливающая связь между искомым параметром и рассматриваемой разницей температур, учитывающая также размер заготовки и характеристики сектора ЗВО.

Обоснован режим вторичного охлаждения заготовок из сталей, склонных к транскристаллизации, разливаемых на радиальных МНЛЗ, позволяющий снизить несимметричность кристаллического строения заготовки в поперечном сечении. Сущность режима заключается в перераспределении расходов охладителя между гранями малого и большого радиуса на величину до 20%.

Полученные в разделе результаты создают предпосылки для высокоточного поддержания заданного теплового состояния

заготовок, формирующихся в ЗВО, что существенно необходимо для повышения производительности МНЛЗ, снижения вероятности появления дефектов заготовок и аварийных ситуаций, освоения разливки высококачественных марок стали и являются этапом для освоения технологии совмещенной разливки-прокатки.

## ГЛАВА 5. АНАЛИЗ ПУТЕЙ ПОВЫШЕНИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ РАБОТЫ ПЛАМЕННЫХ НАГРЕВАТЕЛЬНЫХ ПЕЧЕЙ

### 5.1 Общие положения

Для анализа эффективности тепловой работы нагревательных печей принято использовать величины коэффициента полезного действия, который представляет собой долю энергии топлива, поступившей в агрегат извне, усвоенной нагреваемым металлом, и коэффициента использования топлива, соответствующего доле энергии, оставленной в рабочей камере (эта энергия идет на нагрев металла и покрытие теплопотерь рабочей камеры). Чаще используют величину коэффициента использования топлива. Различают текущие и средние за процесс нагрева значения коэффициента использования топлива.

Текущие значения коэффициента использования топлива определяются следующим образом [49]:

$$\eta = \frac{Q_n^p + Q_\phi^e + Q_\phi^m - V_{yx} \cdot c^{t_{yx}} \cdot t_{yx}}{Q_n^p},$$

где  $Q_n^p$  – теплота сгорания топлива, Дж/м<sup>3</sup>;

$Q_\phi^B$  – физическое тепло воздуха, поступающего для горения в рабочую камеру печи, отнесенное к единице топлива (эта величина состоит в общем случае из трех слагаемых: исходное тепло атмосферного воздуха, тепло, сообщенное воздуху при подогреве вне печи, тепло сообщенное воздуху при подогреве в рекуператоре уходящими продуктами сгорания), Дж/м<sup>3</sup>;

$Q_\phi^T$  – физическое тепло топлива, отнесенное к единице топлива (также, как и в случае физического тепла воздуха, может в общем случае состоять из трех слагаемых), Дж/м<sup>3</sup>;

$V_{yx}$  – количество продуктов сгорания, покидающих рабочую камеру печи и приходящееся на единицу топлива (при отсутствии

присосов численно равно выходу продуктов сгорания от горения 1 м<sup>3</sup> топлива при заданном значении коэффициента расхода воздуха), м<sup>3</sup>/м<sup>3</sup>;

$c^{yx}$  – средняя теплоемкость продуктов сгорания, покидающих рабочую камеру, при их температуре, Дж/(м<sup>3</sup>·К);

$t_{yx}$  – температура продуктов сгорания, покидающих рабочую камеру, °С;

Поскольку тепло атмосферного воздуха представляет собой незначительную величину в общем тепловом балансе, а внешний подогрев воздуха, как правило, не применяется, для случая поступления в агрегат холодного газа вычисление текущего значения коэффициента использования топлива можно провести по следующей зависимости:

$$\eta = \frac{Q_n^p - V_{yx} \cdot c^{yx} \cdot t_{yx} \cdot (1 - k_r)}{Q_n^p}, \quad (5.1)$$

где  $k_r$  – коэффициент рекуперации (доля теплоты уходящих из рабочей камеры продуктов сгорания, возвращаемая в нее с подогретым в рекуператоре воздухом, идущим на сгорание топлива, и в ряде случаев с топливом).

В качестве среднего за процесс нагрева коэффициента использования топлива для агрегата периодического действия в данной работе предложено понимать средневзвешенное значение, которое зависит от распределения во времени текущих значений коэффициента использования топлива и тепловых потоков, падающих на поверхность металла, и определяется следующим образом:

$$\eta_{cs} = \frac{m \cdot c \cdot \Delta t + Q_{nom} \cdot \tau_n}{F_m \cdot \int_0^{\tau_n} \frac{q}{\eta} \cdot d\tau + \int_0^{\tau_n} \frac{Q_{nom}^m}{\eta} d\tau}, \quad (5.2)$$

где  $m$  – масса нагреваемого металла, кг;

$c$  – средняя теплоемкость нагреваемого металла для интервала температур тепловой обработки, Дж/(кг·°С);

$\Delta t$  – требуемое повышение среднемассовой температуры, °С;

$Q_{\text{пот}}$  – средняя мощность теплотерь рабочей камеры за период нагрева, Вт;

$Q_{\text{пот}}^T$  – текущая мощность потерь тепла рабочей камерой, Вт;

$\tau_n$  – время нагрева металла, с;

$q$  – текущее значение плотности теплового потока, падающего на поверхность металла, Вт/м<sup>2</sup>;

$\eta$  – текущее значение коэффициента использования топлива;

$F_m$  – наружная поверхность нагреваемых тел, м<sup>2</sup>.

Для печей непрерывного действия при установившемся режиме работы нет различия между текущими и средневзвешенным значениями коэффициента использования топлива и вычисления ведем по зависимости (5.1).

При заданных параметрах нагрева расход топлива будет определен средневзвешенным значением коэффициента использования топлива за весь период нагрева:

$$V = \frac{m \cdot c \cdot \Delta t + Q_{\text{пот}} \cdot \tau_n}{\eta_{\text{св}} \cdot Q_n^p}, \quad (5.3)$$

где  $Q_n^p$  – теплота сгорания топлива, Дж/м<sup>3</sup>.

Как видно из зависимости (5.3), задача сокращения расхода топлива может решаться за счет повышения средневзвешенного значения коэффициента использования топлива за процесс нагрева и сокращения потерь тепла рабочей камерой.

## 5.2 Пути сокращения потерь тепла рабочей камерой

Структура потерь тепла рабочими камерами печей периодического действия в общем виде включает в себя потери тепла теплопередачей через футеровку, излучением через открытые отверстия, излучением через пламенное окно. Среди

этих потерь преобладают потери тепла через футеровку. Тем более, что для современных агрегатов площадь отверстий, через которые тепло теряется излучением, сводится к минимуму.

Для ряда конструкций агрегатов непрерывного действия (например, методических толкательных печей с двухсторонним обогревом) к названным видам потерь добавляются потери тепла с охлаждающей водой поддерживающей системы, по которой металл движется в методической и сварочной зонах. Их величина занимает существенное место в тепловом балансе печи и приводит к значительному повышению расхода топлива [52]. Поэтому при конструировании современных проходных печей стремятся потери с охлаждающей водой свести к нулю за счет отказа от поддерживающей водоохлаждаемой системы и перехода на односторонний нагрев, либо за счет высокоэффективной изоляции поддерживающей системы.

Так или иначе, для любого агрегата потери тепла теплопередачей через футеровку являются неизбежными и потому сегодня основным мероприятием по сокращению потерь тепла рабочей камерой можно считать выбор и использование для футеровки ограждающих поверхностей рабочих камер теплотехнологических агрегатов керамоволокнистых изделий с низкими значениями коэффициента теплопроводности и плотности. Это позволяет сократить потери тепла теплопередачей через ограждение агрегата при установившемся режиме теплообмена и снизить количество тепла, аккумулируемого стенками, при прогреве агрегата. Такой подход к футеровке вновь создаваемых печных агрегатов используется уже на стадии проектирования, а для работающих агрегатов его можно использовать для реконструкции футеровки с целью существенного сокращения теплотерь и экономии топлива.

Рассмотрение поставленной задачи для начала ограничено печами непрерывного действия, для которых пренебрегаем учетом потерь на аккумуляцию тепла футеровкой.

Тепловые потери через футеровку агрегата до реконструкции вычисляются как:

$$Q_{до рек} = \frac{\Delta t}{R_{\Sigma}} \cdot F, \quad (5.4)$$

где  $\Delta t$  – средний по длине печи температурный перепад (потенциал), определяющий тепловой поток через футеровку, вычисляется как разница средней по длине печи температуры газов, заполняющих камеру печи, и температуры окружающей среды, °С;

$R_{\Sigma}$  – итоговое термическое сопротивление на пути тепла через футеровку печи (сумма термических сопротивлений конвективной и лучистой отдаче тепла от газов к внутренней поверхности футеровки, теплопроводности через слой (слои) футеровки, конвективной и лучистой теплоотдаче от наружной поверхности футеровки в окружающую среду), К·м<sup>2</sup>/Вт;

$F$  – площадь внутренней поверхности футеровки, м<sup>2</sup>.

Если есть существенные отличия в величине термического сопротивления элементов ограждения рабочей камеры или в характере взаимодействия их наружных поверхностей с окружающей средой, эта ситуация может быть учтена путем введения расчетного значения площади поверхности  $F_p$ , которое позволяет получить действительную величину теплотерь при использовании одного усредненного для всей печи термического сопротивления футеровки и температурного перепада:

$$F_p = \gamma_p^{cm} \cdot \psi^{cm} \cdot F_{cm} + \gamma_p^{cv} \cdot \psi^{cv} \cdot F_{cv} + \gamma_p^{под} \cdot \psi^{под} \cdot F_{под},$$

где  $F_{ст}$ ,  $F_{св}$ ,  $F_{под}$  – площадь поверхности стен, свода и подины, м<sup>2</sup>;

$\gamma_p^{ст}$ ,  $\gamma_p^{св}$ ,  $\gamma_p^{под}$  – коэффициент изменения тепловой проводимости элемента ограждения по сравнению с вариантом, принятым за базовый (в случае равенства тепловой проводимости конкретной поверхности базовому значению коэффициент изменения тепловой проводимости равен единице);

$\psi^{ст}$ ,  $\psi^{св}$ ,  $\psi^{под}$  – коэффициент снижения расчетного температурного напора относительно базового значения ( $t_{пс}^{ср} - t_{ос}$ ) для стен, свода и подины соответственно (с помощью этого коэффициента можно учесть условия ослабленного или усиленного охлаждения конкретного элемента ограждения).

Возможен также подход, по которому отдельно рассчитываем потери тепла для участков агрегата с характерными значениями термического сопротивления и особенностями охлаждения футеровки и суммируем все результаты.

Тепловые потери через футеровку агрегата после реконструкции вычисляются как:

$$Q_{после рек} = \frac{\Delta t}{R_{\Sigma} + \frac{\delta_n}{\lambda_n}} \cdot F, \quad (5.5)$$

где  $\delta_n$  – толщина добавленного слоя футеровки, м;

$\lambda_n$  – коэффициент теплопроводности материала добавленного слоя футеровки, Вт/(м·К).

Предложенная зависимость вносит некоторую погрешность относительно действительной ситуации, так как введение дополнительного термического сопротивления за счет нанесения слоя материала на внутреннюю поверхность базового слоя футеровки приведет к изменению средней температуры слоев базовой футеровки и, следовательно, к некоторому изменению коэффициентов их теплопроводности, а также повлечет изменение температуры наружной поверхности футеровки, и соответственно, некоторое изменение итогового коэффициента теплоотдачи от нее в окружающую среду. Однако данные соображения не оказывают решающего воздействия на итоговую величину теплового потока через футеровку агрегата после реконструкции. Как правило, их неучет приводит к некоторому завышению расчетной величины теплотерь. Во-первых,



коэффициент теплопроводности шамотных материалов (обычно используемых в качестве базовой футеровки) увеличивается с ростом температуры, а значит в действительности снижение среднемассовой температуры базовой футеровки после добавления внутреннего слоя керамоволокна приведет к падению среднего для базовой футеровки значения коэффициента теплопроводности. Во-вторых, снижение температуры наружной поверхности футеровки в действительности приведет к уменьшению итогового коэффициента теплоотдачи от нее в окружающую среду.

Разница теплотерь агрегата до и после реконструкции определяется как:

$$\Delta Q = Q_{до рек} - Q_{после рек} = \frac{\Delta t}{R_{\Sigma}} \cdot F - \frac{\Delta t}{R_{\Sigma} + \frac{\delta_n}{\lambda_n}} \cdot F = \frac{\Delta t \cdot \frac{\delta_n}{\lambda_n} \cdot F}{R_{\Sigma} \cdot \left( R_{\Sigma} + \frac{\delta_n}{\lambda_n} \right)}. \quad (5.6)$$

Тогда, полагая, что температурный режим нагрева, время нагрева и изменение средней температуры дыма по длине печи не изменятся после реконструкции, относительную экономию топлива определим как:

$$\Delta Q_{ec} = \frac{\Delta Q}{m \cdot c \cdot \Delta t_{нагр} + Q_{до рек} + Q_{пр.пот.}}, \quad (5.7)$$

где  $m$  – производительность агрегата по нагреву металла, кг/с;

$c$  – средняя теплоемкость нагреваемого металла, посчитанная для диапазона температур тепловой обработки, Дж/(кг·К);

$\Delta t_{нагр}$  – изменение среднемассовой температуры металла в процессе тепловой обработки, °С;

$Q_{пр. пот.}$  – прочие потери печи (сюда в общем случае могут входить потери тепла излучением через открытые отверстия, потери тепла с охлаждающей водой и другие виды потерь), Вт.

В данном исследовании потери учтенные в слагаемом  $Q_{\text{пр.пот.}}$  приняты равными нулю. С одной стороны, некоторые из них, действительно, для ряда агрегатов непрерывного действия либо отсутствуют, либо сводятся к минимуму при применении современных технических решений, с другой стороны, учет конкретного значения величины  $Q_{\text{пр.пот}}$  не внесет существенных изменений в изложенную ниже методику.

Подставляя выражение для определения разницы теплопотерь до и после реконструкции (5.6) в выражение (5.7) и выполняя ряд преобразований, получим зависимость термического сопротивления добавленного слоя керамоволокнистого материала от требуемой относительной экономии топлива:

$$R_m^{\text{доб}} = \frac{\delta_n}{\lambda_n} = \frac{\Delta Q_{\text{ec}} \left( m \cdot c \cdot \Delta t_{\text{нагр}} + \frac{\Delta t \cdot F}{R_{\Sigma}} \right) \cdot R_{\Sigma}^2}{\Delta t \cdot F - \Delta Q_{\text{ec}} \cdot m \cdot c \cdot \Delta t_{\text{нагр}} \cdot R_{\Sigma} - \Delta Q_{\text{ec}} \cdot \Delta t \cdot F}. \quad (5.8)$$

Рассмотрим использование предложенной зависимости на следующем примере: поверхность кладки  $240 \text{ м}^2$ . Изменение среднemasсовой температуры металла в процессе нагрева –  $1200 \text{ }^{\circ}\text{C}$ , средний температурный перепад, определяющий потери тепла –  $1100 \text{ }^{\circ}\text{C}$ , нагреваемый материал – сталь. Рассмотрены три варианта базовой футеровки:

– 1-ый: однослойная футеровка из плотного шамота, толщина  $0,3 \text{ м}$ , коэффициент теплопроводности  $1 \text{ Вт}/(\text{м}\cdot\text{К})$ . На практике такая базовая футеровка вряд ли встречается, так как ее термическое сопротивление не обеспечивает необходимой тепловой изоляции камеры печи при высокотемпературном нагреве; в рассмотрение этот вариант введен для расширения возможностей анализа;

– 2-ой: однослойная футеровка из плотного шамота, толщина  $0,6 \text{ м}$ , коэффициент теплопроводности  $1 \text{ Вт}/(\text{м}\cdot\text{К})$ ;

– 3-ий: двухслойная футеровка, внутренний слой из плотного шамота, толщина 0,3 м, коэффициент теплопроводности 1 Вт/(м·К), второй слой из шамота-легковеса, толщина 0,3 м, коэффициент теплопроводности 0,6 Вт/(м·К).

Коэффициент теплоотдачи от наружной поверхности футеровки в окружающую среду принят 15 Вт/(м<sup>2</sup>·К).

Анализ зависимости термического сопротивления, которое необходимо добавить при реконструкции футеровки для достижения заданной относительной экономии топлива, приведен на рисунке 5.1.

Из анализа рис. 5.1 видно, что при приближении добавленного термического сопротивления к некоторому граничному значению дальнейшее его увеличение становится неэффективным. Ему соответствует значение граничной относительной экономии топлива, достигнутой за счет реконструкции футеровки. Конкретные значения этих величин в каждом случае зависят от конструкции и характеристик базовой футеровки, производительности печи и т.д. Причем величина граничной относительной экономии топлива увеличивается при уменьшении производительности печи и при снижении термического сопротивления базовой футеровки.

Оценка целесообразности проведения реконструкции футеровки (особенно при выборе одного из нескольких вариантов) должна проводиться на основе анализа технико-экономических критериев эффективности, например, срока окупаемости.

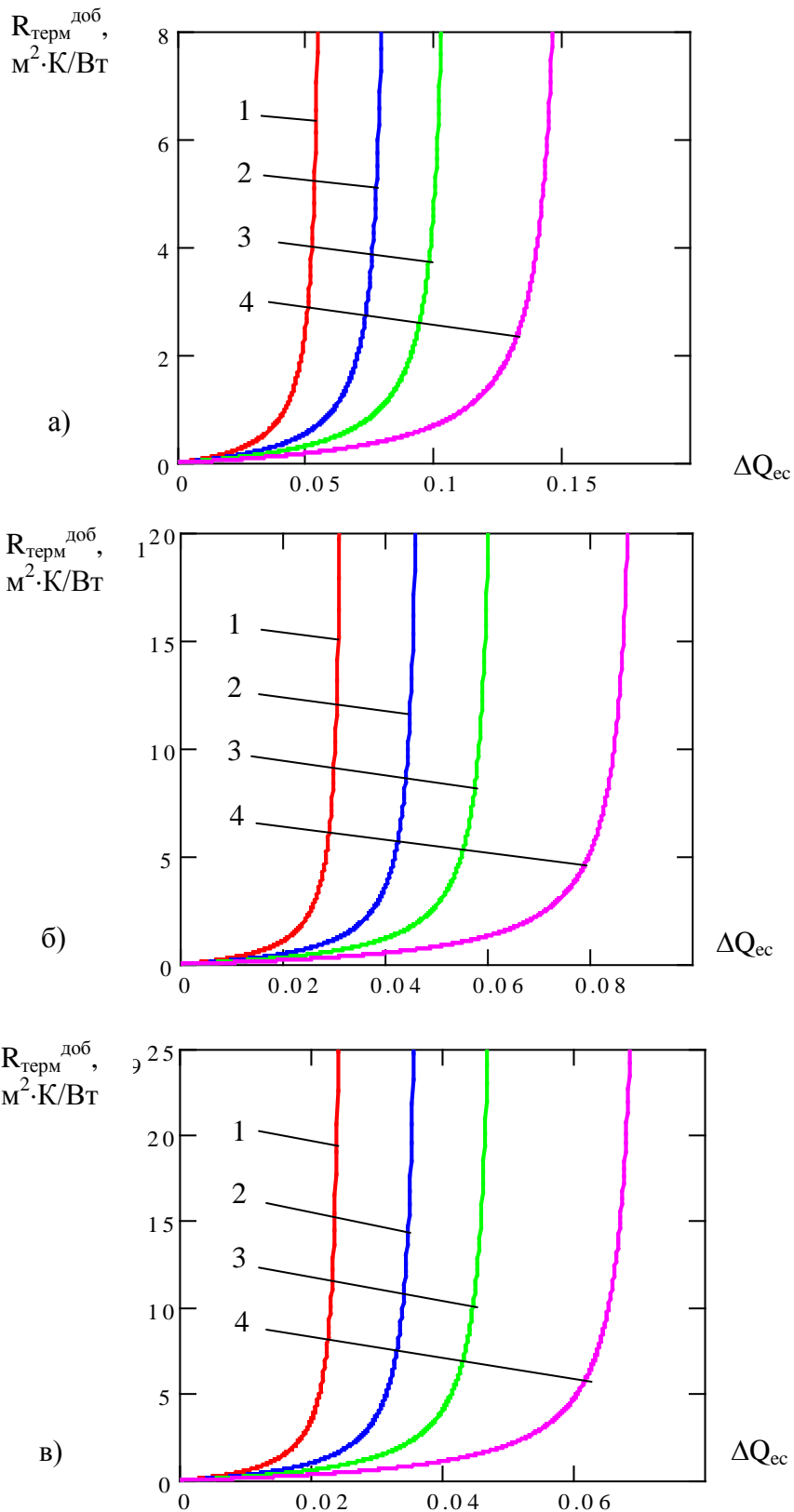


Рисунок 5.1 – Зависимость термического сопротивления, которое необходимо добавить при реконструкции футеровки для достижения заданной относительной экономии топлива (1 – производительность печи 60 т/ч, 2 – 40 т/ч, 3 – 30 т/ч, 4 – 20 т/ч; а – первый вариант футеровки, б – второй вариант футеровки, в – третий вариант футеровки)

В общем случае срок окупаемости какого-либо мероприятия определяется как:

$$O = \frac{\Delta Z}{\Delta Pr},$$

где  $\Delta Z$  – затраты на реализацию мероприятия, ден.ед.;

$\Delta Pr$  – прибыль от реализации мероприятия, ден.ед./ед. времени.

Для того чтобы получить возможность удобного вычисления срока окупаемости проектов по реконструкции футеровки высокотемпературных агрегатов в данной работе выведена соответствующая зависимость.

Прибыль от реализации реконструкции футеровки за некоторый характерный период времени (например, год) может быть определена как цена топлива, которое пошло бы на выработку количества тепла, соответствующего разнице теплотерь агрегата до и после реконструкции с учетом средневзвешенного коэффициента использования топлива в печи ( $\eta_{св}$ ) и коэффициента загрузки агрегата  $k_{загр}$ . Этот коэффициент представляет собой долю фактической работы агрегата в течение характерного периода времени (в качестве такового часто выбирают 1 год):

$$\Delta Pr = \frac{\Delta Q \cdot n_0}{Q_{нр} \cdot \eta} \cdot k_{загр} \cdot C_{топл},$$

где  $n_0$  – время непрерывной работы в течение года, с;

$C_{топл}$  – цена единицы топлива, ден. ед./м<sup>3</sup>;

$Q_{нр}$  – низшая теплота сгорания топлива, Дж/м<sup>3</sup>.

Затраты на реализацию реконструкции футеровки состоят из стоимости материала и монтажа:

$$\Delta Z = M_{уд} \cdot F + \frac{C_{уд}}{s} \cdot F,$$

где  $M_{уд}$  – стоимость монтажа  $1\text{ м}^2$  керамоволокнистого материала, ден. ед./ $\text{м}^2$ ;

$\Pi_{уд}$  – цена одного метра рулонного материала с шириной рулона  $s$ , ден. ед./м.

Таким образом, итоговая зависимость для определения срока окупаемости выглядит как:

$$O = \frac{\left( M_{уд} + \frac{\Pi_{уд}}{s} \right) \cdot Q_{нр} \cdot \eta \cdot \left( R_{\Sigma}^2 \cdot \frac{\lambda_n}{\delta_n} + R_{\Sigma} \right)}{\Delta t \cdot \Pi_{топл} \cdot k_{загр} \cdot 365 \cdot 24 \cdot 3600}.$$

Как видно из анализа полученной зависимости, сокращение срока окупаемости при прочих равных условиях имеет место:

- при снижении цен на монтаж и закупку материалов;
- при росте цен на топливо;
- при работе с агрегатами с меньшими значениями коэффициента использования топлива;
- при более низких значениях итогового термического сопротивления базовой футеровки;
- при росте термического сопротивления добавленного слоя футеровки.

Аналогичные зависимости для анализа проектов реконструкции футеровки печей периодического действия строятся на схожей методологической базе (5.8), но при этом нужно учитывать изменение количества тепла, аккумулируемого кладкой до и после реконструкции.

### 5.3 Пути повышения значения коэффициента использования топлива

Из зависимости (5.2) следует, что влияние текущих значений коэффициентов использования топлива на средневзвешенное значение и соответственно расход топлива определяется соответствующими им значениями тепловых

потоков и временем действия данного сочетания. Однако очевидно, что для увеличения средневзвешенного значения коэффициента использования топлива необходимо стремиться в каждый момент времени к росту текущих значений коэффициента использования топлива. Анализ зависимости (5.1) показывает, что для роста текущих значений коэффициента использования топлива в общем случае могут использоваться такие инструменты как сокращение количества продуктов сгорания, покидающих печь, увеличение коэффициента рекуперации и снижение значения температуры продуктов сгорания на выходе из рабочей камеры печи.

### 5.3.1 Увеличение значения коэффициента рекуперации

Одним из наиболее мощных рычагов повышения величины коэффициента использования топлива на современном этапе развития металлургической теплотехники является рост значения коэффициента рекуперации. Так, для теоретического случая, при котором коэффициент рекуперации равен единице, коэффициент использования топлива также равен единице независимо от температуры продуктов сгорания, покидающих рабочую камеру. По своему физическому смыслу эта величина показывает, какая доля тепла продуктов сгорания, покидающих рабочую камеру, возвращается в нее с теплом подогретых сред (воздуха, топлива или рециркулята).

Подогрев воздуха реализуется при помощи специальных теплообменных аппаратов рекуперативного или регенеративного типа. В последнее время предпочтение отдается аппаратам рекуперативного типа, в которых продукты сгорания топлива непрерывно обмениваются теплом с подогреваемым воздухом через разделительную стенку. На практике используются следующие основные виды рекуператоров: керамические, стальные гладкотрубные, игольчатые, щелевые, спиральные и т.д. У каждого из видов рекуператоров имеются особенности

использования, достоинства и недостатки, что определяет сферу их использования.

В настоящее время важной задачей является установление зависимости требуемого значения коэффициента рекуперации от заданной экономии топлива по сравнению с базовым вариантом. Для решения этой задачи предложен подход, базирующийся на следующем соотношении:

$$\frac{V_{np}}{V_{баз}} = \frac{\eta_{баз}}{\eta_{np}} = \frac{Q_{np} - V_{yx} \cdot (1 - k_{rec}^{баз}) \cdot c^{t_{yx}} \cdot t_{yx}}{Q_{np} - V_{yx} \cdot (1 - k_{rec}^{np}) \cdot c^{t_{yx}} \cdot t_{yx}} = V_{пр}^{отн},$$

где  $V_{баз}$ ,  $V_{пр}$  – расходы топлива для базового и предлагаемого режима отопления (речь может идти как о моментальных расходах, так и полных за весь период нагрева),  $\text{м}^3/\text{с}$ ;

$V_{пр}^{отн}$  – относительное значение расхода топлива в предложенном режиме по сравнению с базовым вариантом;

$k_{rec}^{баз}$ ,  $k_{rec}^{np}$  – коэффициенты рекуперации для базового и предлагаемого вариантов.

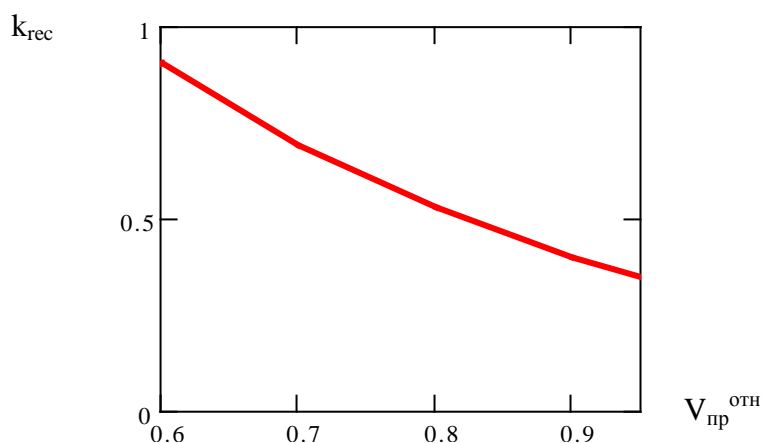


Рисунок 5.2 – Зависимость требуемого значения коэффициента рекуперации для достижения заданной экономии топлива

Предложенная выше зависимость базируется на предположении о неизменном распределении температур продуктов сгорания в камере печи, сохранении темпа нагрева и изменения во времени величины теплопотерь рабочей камеры после реконструкции по изменению значения коэффициента



рекуперации. Следует иметь в виду, что достигаемое сокращение расхода топлива повлечет за собой снижение скоростей потоков продуктов сгорания в камере печи и некоторое снижение конвективной составляющей теплообмена. Эта ситуация может обусловить некоторое ослабление эффекта, оцененного при помощи предложенной зависимости. Однако, учитывая преобладание лучистого теплообмена для высокотемпературных агрегатов, влияние скорости течения газообразных сред на значение конвективной теплоотдачи в степени меньшей единицы, предполагается, что использование предложенной зависимости для предварительной оценки эффекта от роста коэффициента рекуперации вполне правомочно.

Пример использования данной методики для анализа конкретной задачи показан ниже. Для случая применения природного газа в качестве топлива и базового значения коэффициента рекуперации 0,3 требуемые значения коэффициента рекуперации для достижения заданной экономии топлива (заданного сниженного относительного расхода топлива) показаны на рисунке 5.2.

Анализ представленной информации подчеркивает очевидные выводы о том, что даже для теоретического случая, когда коэффициент рекуперации и соответственно коэффициент использования топлива равны 1, предельное снижение расхода топлива имеет вполне конкретное значение. То есть ни при каких обстоятельствах расход топлива не может быть ниже того теоретического значения, при котором вся энергия, поступившая в агрегат извне, идет на заданное повышение теплосодержания металла в процессе тепловой обработки.

Концептуальные и практические вопросы учета и управления величиной коэффициента рекуперации рассмотрены ниже.

Для анализа влияния различных факторов на величину коэффициента рекуперации предложена аналитическая методика,

базирующаяся на уравнениях теплового баланса и теплопередачи в рекуператоре:

$$Q = V_{nc} \cdot c_{nc} \Big|_{t_{nc}^x}^{t_{nc}^r} \cdot (t_{nc}^r - t_{nc}^x) = V_B \cdot c_B \Big|_{t_B^x}^{t_B^r} \cdot (t_B^r - t_B^x) = k \cdot F \cdot \Delta t, \quad (5.9)$$

где  $V_{nc}$ ,  $V_B$  – объемные расходы продуктов сгорания и воздуха через рекуператор,  $\text{м}^3/\text{с}$ ;

$t_{nc}^x$ ,  $t_B^x$ ,  $t_{nc}^r$ ,  $t_B^r$  – температуры продуктов сгорания на выходе, воздуха на входе, продуктов сгорания на входе, воздуха на выходе из рекуператора соответственно,  $^{\circ}\text{C}$ ;

$c_{nc} \Big|_{t_{nc}^x}^{t_{nc}^r}$ ,  $c_B \Big|_{t_B^x}^{t_B^r}$  – средние объемные теплоемкости продуктов сгорания и воздуха при температурах их нахождения в рекуператоре соответственно,  $\text{Дж}/(\text{м}^3 \cdot \text{К})$ ;

$k$  – коэффициент теплопередачи в рекуператоре,  $\text{Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$ ;

$F$  – поверхность теплообмена рекуператора,  $\text{м}^2$ ;

$\Delta t$  – среднелогарифмический температурный напор в рекуператоре,  $^{\circ}\text{C}$ .

На сегодня наиболее полно изучены прямоточное и противоточное движение сред в теплообменниках рекуперативного типа. На практике, как правило, имеет место противоточно-перекрестный ток. Для дальнейших выкладок в данной работе использованы зависимости для противотока, что принято считать допустимым.

Тогда, между температурными перепадами на входе и выходе из рекуператора существует следующее соотношение [16]:

$$t_{nc}^x - t_B^x = (t_{nc}^r - t_B^r) \cdot e^{-m \cdot k \cdot F}, \quad (5.10)$$

где  $m = \frac{1}{V_{nc} \cdot c_{nc} \Big|_{t_{nc}^x}^{t_{nc}^r}} - \frac{1}{V_B \cdot c_B \Big|_{t_B^x}^{t_B^r}}$  – параметр, определяемый на

основании водяных эквивалентов расходов теплообменивающихся сред,  $\text{К} \cdot \text{с}/\text{Дж}$ .

Совместное рассмотрение выражений (5.9) и (5.10) позволяет получить систему двух уравнений с двумя

неизвестными ( $t_{nc}^x$ ,  $t_B^\Gamma$ ), если считать остальные параметры заданными ( $t_B^x$ ,  $t_{nc}^\Gamma$ ,  $F$ ,  $k$ ,  $m$ ).

В результате решения системы уравнений получим выражения для определения неизвестных температур через заданные параметры:

$$t_\theta^2 = \frac{t_{nc}^2 \cdot (e^{-mkF} - 1) + t_\theta^x \cdot \left( 1 - \frac{V_\theta \cdot c_\theta \Big|_{t_B^x}^\Gamma}{V_{nc} \cdot c_{nc} \Big|_{t_{nc}^x}^\Gamma} \right)}{e^{-mkF} - \frac{V_\theta \cdot c_\theta \Big|_{t_B^x}^\Gamma}{V_{nc} \cdot c_{nc} \Big|_{t_{nc}^x}^\Gamma}}; \quad (5.11)$$

$$t_{nc}^x = t_{nc}^\Gamma - \frac{V_\theta \cdot c_\theta \Big|_{t_B^x}^\Gamma}{V_{nc} \cdot c_{nc} \Big|_{t_{nc}^x}^\Gamma} \cdot \left( \frac{t_{nc}^2 \cdot (e^{-mkF} - 1) + t_\theta^x \cdot \left( 1 - \frac{V_\theta \cdot c_\theta \Big|_{t_B^x}^\Gamma}{V_{nc} \cdot c_{nc} \Big|_{t_{nc}^x}^\Gamma} \right)}{e^{-mkF} - \frac{V_\theta \cdot c_\theta \Big|_{t_B^x}^\Gamma}{V_{nc} \cdot c_{nc} \Big|_{t_{nc}^x}^\Gamma}} - t_\theta^x \right). \quad (5.12)$$

Анализ зависимостей (5.11-5.12) показывает, что определение неизвестных температур представляет собой итерационную задачу. В данной работе она решена в два хода: сначала теплоемкость воздуха была определена для температуры холодного воздуха, а теплоемкость продуктов сгорания для температуры их выхода из камеры печи, затем при помощи искомым температур, определенных в рамках первого приближения, вычисляются теплоемкости, соответствующие средним температурам нахождения сред в рекуператоре, после чего система уравнений (5.11-5.12) решается повторно.

После решения системы уравнений (5.11-5.12) имеется возможность определения температурного перепада в рекуператоре в зависимости от параметров нагрева:

$$\Delta t = \frac{(t_{nc}^2 - t_\theta^2) - (t_{nc}^x - t_\theta^x)}{\ln \left( \frac{t_{nc}^2 - t_\theta^2}{t_{nc}^x - t_\theta^x} \right)},$$

после чего вычисляем значение коэффициента рекуперации:

$$k_r = \frac{k \cdot F \cdot \Delta t}{V_{nc} \cdot c_{nc}^{t_{nc}^r} \cdot t_{nc}^r}. \quad (5.13)$$

Предложенный подход, базирующийся на комплексе выражений (5.9-5.13), может быть использован для анализа эффективности рекуперации и перспектив ее повышения в каждом конкретном случае для рекуператоров любой конструкции. Так, ниже рассмотрен пример для камерной печи: текущий расход топлива 0,1 м<sup>3</sup>/с; удельный расход воздуха 11 м<sup>3</sup>/м<sup>3</sup>; удельный выход продуктов сгорания 12 м<sup>3</sup>/м<sup>3</sup>; температура продуктов сгорания, покидающих камеру печи 1200°С. Для расчетов приняты типовые зависимости теплоемкостей воздуха и продуктов сгорания природного газа от температуры.

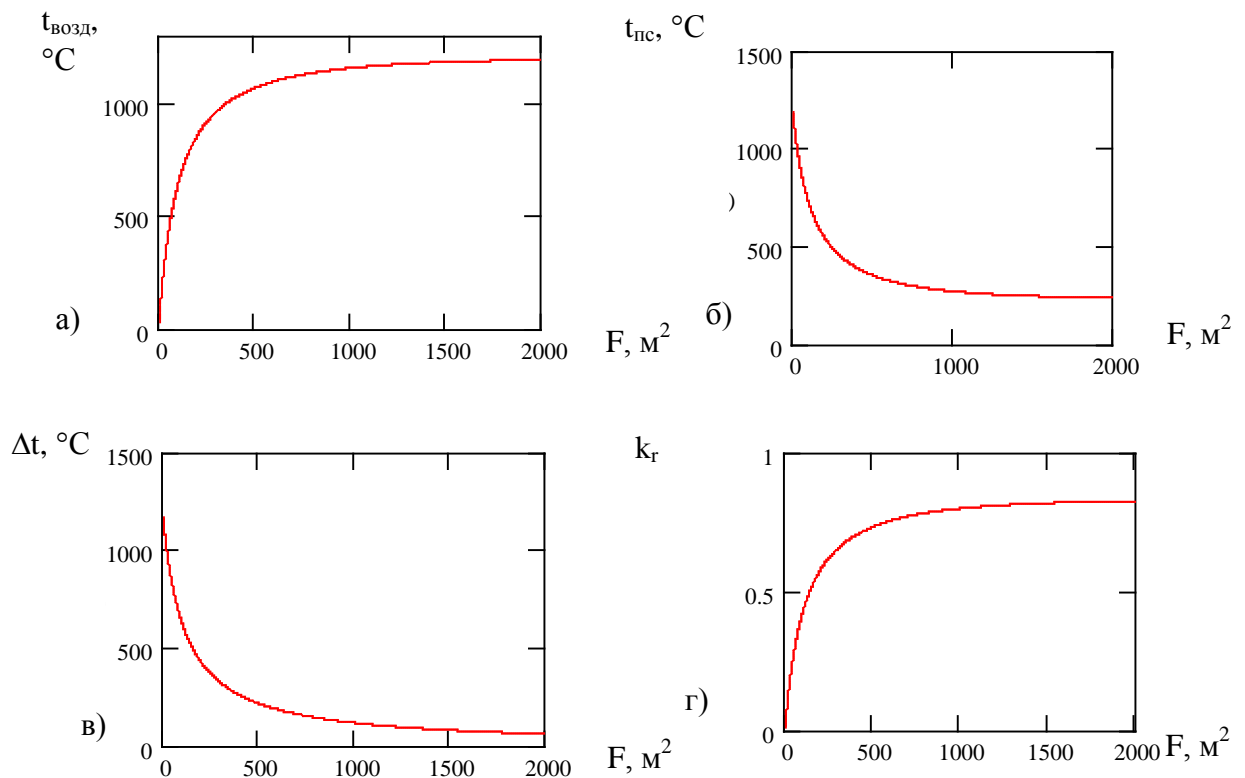


Рисунок 5.3 – Зависимость различных показателей нагрева воздуха (а – температура нагретого воздуха после рекуператора, б – температура охлажденных продуктов сгорания после рекуператора, в – среднелогарифмический температурный перепад в рекуператоре, г – коэффициент рекуперации) от площади поверхности нагрева рекуператора при значении коэффициента теплопередачи в рекуператоре 15 Вт/(м<sup>2</sup>·К)

Результаты использования разработанного подхода для анализа влияния поверхности теплообмена и коэффициента теплопередачи в рекуператоре на величину коэффициента рекуперации для приведенных выше исходных данных представлены на рис. 5.3-5.4.

Из анализа данных, представленных на рис. 5.3, видно, что эффект влияния прироста поверхности теплообмена рекуператора на показатели нагрева воздуха при прочих равных условиях падает по мере роста этой величины. Кроме того, необходимо иметь ввиду, что рост поверхности теплообмена рекуператора при прочих равных условиях сопровождается увеличением гидравлического сопротивления дымового тракта, а для случая реконструкции максимальные габариты рекуператора определяются геометрией дымового бора.

Влияние значения коэффициента теплопередачи в рекуператоре на коэффициент рекуперации при прочих равных условиях представлено на рис. 5.4. Как и в предыдущем случае, по мере роста значения коэффициента теплопередачи в рекуператоре дальнейший прирост этой величины оказывает все меньшее влияние на значение коэффициента рекуперации. Учитывая, что рост значения коэффициента теплопередачи достигается либо за счет увеличения скоростей теплоносителей, либо за счет других средств турбулизации потока, очевидно, что повышение значения коэффициента рекуперации за счет интенсификации теплообмена при прочих равных условиях неизменно сопровождается увеличением гидравлического сопротивления рекуператора. Это соображение накладывает ограничение на достигаемую величину коэффициента теплопередачи в рекуператоре при проектировании новых печных агрегатов или реконструкции старых.

Анализ рис. 5.3-5.4 показывает, что в каждом конкретном случае существует граничное значение величин площади

поверхности теплообмена и коэффициента теплопередачи в рекуператоре, превышение которых нецелесообразно с технико-экономической точки зрения. В качестве показателя для оценки технико-экономической эффективности проектов можно воспользоваться сроком окупаемости.

Предложен алгоритм для анализа тепловой эффективности работы рекуператора, который позволяет производить универсальную предпроектную проработку вопроса выбора рекуператора для реконструкции существующего агрегата или создания нового по следующей схеме:

- задается объем полости для размещения рекуператора;
- для анализа берется несколько конструкций рекуператоров (типовых или концептуально создаваемых), на основании удельной поверхности определяется предельная поверхность теплообмена каждой из конструкций, которую можно расположить в заданной полости;
- выбираются значения коэффициента теплопередачи для каждого из анализируемых рекуператоров из диапазона типовых значений; возможен предварительный расчет этих величин с учетом тепловой производительности агрегата, к которому «примеряются рекуператоры»;
- при помощи комплекса зависимостей (5.9-5.13) предварительно определяем для каждого из рассматриваемых рекуператоров значение коэффициента рекуперации и при помощи зависимости (5.1) значение коэффициента использования топлива и, приняв его как средневзвешенное значение, оцениваем расход топлива для заданных параметров нагрева металла;
- уточняем значение коэффициентов теплопередачи на основании предварительно просчитанного процесса рекуперации;
- окончательно рассчитываем параметры нагрева воздуха в рекуператоре при помощи комплекса выражений (5.9-5.13);

– используя стандартные средства экономического анализа, сравниваем между собой технико-экономические характеристики использования каждого из типов рекуператоров.

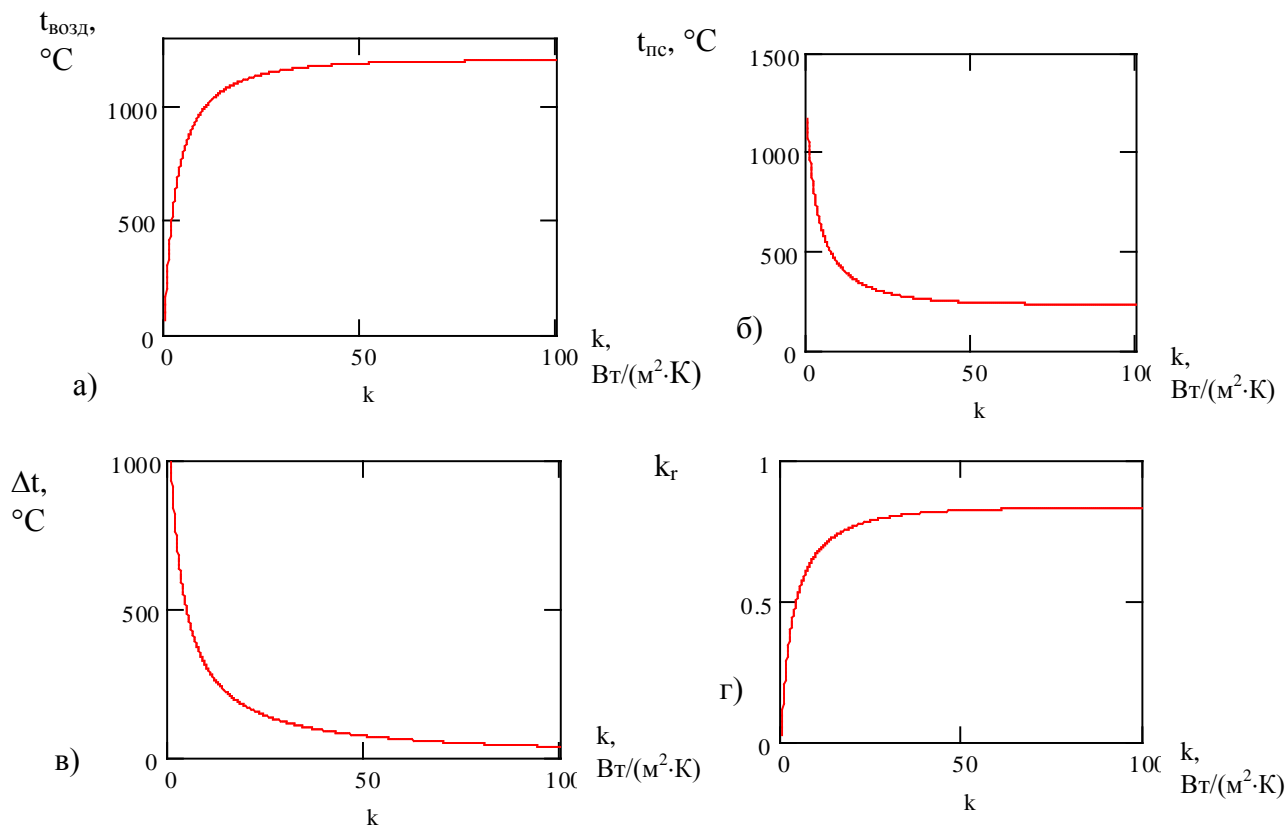


Рисунок 5.4 – Зависимости различных показателей нагрева воздуха (а – температура нагретого воздуха после рекуператора, б – температура охлажденных продуктов сгорания после рекуператора, в – среднелогарифмический температурный перепад в рекуператоре, г – коэффициент рекуперации) от значения коэффициента теплопередачи в рекуператоре при фиксированной поверхности нагрева  $500 \text{ м}^2$

### *Создание динамической тепловой характеристики рекуператора*

В рассмотренной выше методике для предпроектной проработки вопросов выбора и реконструкции рекуператоров все искомые величины рассматриваются как функции трех переменных: расхода топлива, который определит расход продуктов сгорания и воздуха; коэффициента теплопередачи в рекуператоре и поверхности теплообмена рекуператора. При

этом напрямую не учитывается зависимость коэффициента теплопередачи от расхода топлива (т.е. расходов воздуха и продуктов сгорания).

Обычно при проектировании и поверочном тепловом расчете рекуператоров рассматривается режим максимальной нагрузки (период максимальных расходов топлива, воздуха и продуктов сгорания). Полученное при расчете значение коэффициента рекуперации используется для расчета всего периода нагрева. При этом в расчет может быть внесена достаточно существенная погрешность, так как в течение нагрева возможно отклонение коэффициента рекуперации от значения, соответствующего расчетному режиму.

Для того чтобы учесть изменение коэффициента рекуперации в течение нагрева, в данной работе предложено ввести понятие динамической тепловой характеристики рекуператора. Естественно, эта задача может быть выполнена только для конкретного типа рекуператора с заданными параметрами конструктивных элементов (размер каналов для течения сред, продольный и поперечный шаги между трубками). В этом случае можно отследить зависимость коэффициента теплопередачи от расхода топлива и соответственно расходов воздуха и продуктов сгорания, учитывая также значение температуры выхода продуктов сгорания из камеры печи. Таким образом, будет получена динамическая тепловая характеристика рекуператора.

Ниже, в качестве примера, рассмотрена задача построения динамической тепловой характеристики керамического рекуператора с поверхностью теплообмена  $500 \text{ м}^2$ , числом трубок в сечении – 400, характеристикой стандартной шамотной трубки  $d_{вн}/d_{н}=0,108/0,14$ .

Для определения значения коэффициента теплоотдачи от продуктов сгорания к трубкам использованы известные зависимости:



$$\alpha_{\Sigma}^{nc} = \alpha_{л}^{nc} + \alpha_{к}^{nc};$$

$$\alpha_{к}^{nc} = 1,1 \cdot (3,51 + 0,00311 \cdot t_{nc}) \cdot \frac{w_{nc}^{0,8}}{d^{0,2}},$$

где  $\alpha_{л}^{nc}$ ,  $\alpha_{к}^{nc}$  – лучистая и конвективная составляющие итогового коэффициента теплоотдачи от продуктов сгорания к трубкам, Вт/(м<sup>2</sup>·К);

$t_{nc}$  – средняя температура нахождения продуктов сгорания в рекуператоре, °С;

$w_{nc}$  – скорость продуктов сгорания при течении в трубках (н.ф.у.), м/с;

$d$  – внутренний диаметр трубок, м.

Для вычисления лучистой составляющей использована полиномиальная интерполяция между узлами следующего ряда:

$t_{nc}$ , °С	400	600	800	1000	1200
$\alpha_{л}^{nc}$ , Вт/(м <sup>2</sup> ·К)	3	4	7,5	10,5	13

Для определения значения коэффициента теплоотдачи от трубок к воздуху использовано следующее выражение:

$$\alpha_{г}^{к} = 1,1 \cdot (7,71 + 0,0068 \cdot t_{г}) \cdot \frac{w_{г}'}{d_{н}^{0,4}},$$

где  $t_{г}$  – средняя температура нахождения воздуха в рекуператоре, °С;

$w_{г}'$  – скорость воздуха при течении в межтрубном пространстве (н.ф.у.), м/с;

$d_{н}$  – наружный диаметр трубок, м.

Графическое представление рассмотренных выше выражений представлено на рис. 5.5 в виде зависимости коэффициентов теплоотдачи и итогового коэффициента теплопередачи в рекуператоре от расхода топлива. Для расчета были использованы следующие значения характерных температур: температура выхода продуктов сгорания из рабочей камеры печи – 1200°С, температура холодного воздуха – 20 °С. Присосы воздуха и переток воздуха на дымовую сторону учтены

при пересчете расхода топлива на скорости течения сред в рекуператоре. Температура выхода продуктов сгорания из камеры здесь принята достаточно условно, а разработанные зависимости (5.9-5.13) позволяют использовать как любые значения этой величины, так и заданные законы ее изменения.

Для окончательного решения задачи необходимо использование итерационной процедуры, когда названные температуры входа сред в теплообменник позволяют определить предварительные значения коэффициента теплопередачи, температуры выхода сред из рекуператора и значение коэффициента рекуперации при помощи выражений (5.9-5.13). Затем полагая средние температуры нахождения сред в рекуператоре равными среднему арифметическое от температур входа и предварительно определенных температур выхода, получаем окончательно решение задачи при помощи тех же выражений (5.9-5.13).

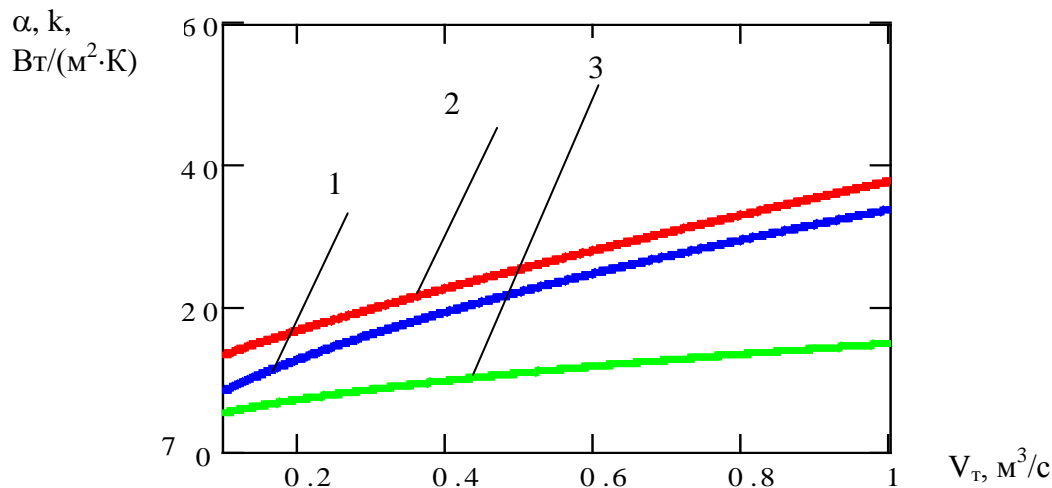


Рисунок 5.5 – Зависимость коэффициентов теплоотдачи от продуктов сгорания к трубкам рекуператора (1), от трубок рекуператора к воздуху (2), итогового коэффициента теплопередачи (3) от расхода топлива

Динамическая тепловая характеристика керамического рекуператора для печи периодического действия для определенных выше исходных данных представлена на рис. 5.6.

Она подтверждает предположение о том, что коэффициент рекуперации может существенно меняться в течении нагрева и для точного определения расхода топлива необходим учет этой зависимости. Задача вычисления расхода топлива в этом случае также является итерационной, так как расход топлива с одной стороны определяет значение коэффициента рекуперации (посредством расходов воздуха, продуктов сгорания и их температур), а тот, в свою очередь, через коэффициент использования топлива влияет на расход топлива. Для точного определения расхода топлива необходимо пошаговое сканирование периода нагрева (он условно разбивается на множество сравнительно узких промежутков времени) и итерационное определение моментального расхода топлива для каждого промежутка времени по следующей схеме:

- предварительно определяем моментальный расход топлива без учета динамической характеристики рекуператора (то есть для значения коэффициента рекуперации определенного для максимальной нагрузки рекуператора);

- подставляем это значение в динамическую характеристику рекуператора (5.10-5.13), вычисляем значение коэффициентов рекуперации и использования топлива;

- рассчитываем расход топлива с учетом полученного уточненного значения коэффициента рекуперации;

- в случае расхождения полученных расходов топлива используем последнее определенное значение для подстановки в динамическую характеристику рекуператора; процедура продолжается до тех пор, пока расходы топлива, определенные на двух соседних итерационных шагах, не сойдутся с заданной точностью.

*Управление величиной коэффициента теплопередачи в рекуператоре*

Оценить величину коэффициента теплопередачи в рекуператоре можно при помощи известной зависимости:

$$k = \frac{1}{\frac{1}{\alpha_g} + \frac{\delta}{\lambda} + \frac{1}{\alpha_{nc}}},$$

где  $\alpha_g, \alpha_{nc}$  – средние значения коэффициентов теплоотдачи к воздуху и от продуктов сгорания в рекуператоре, Вт/(м<sup>2</sup>·К);  
 $\delta$  – толщина разделительной стенки рекуператора, м;  
 $\lambda$  – коэффициент теплопроводности материала разделительной стенки, Вт/(м·К).

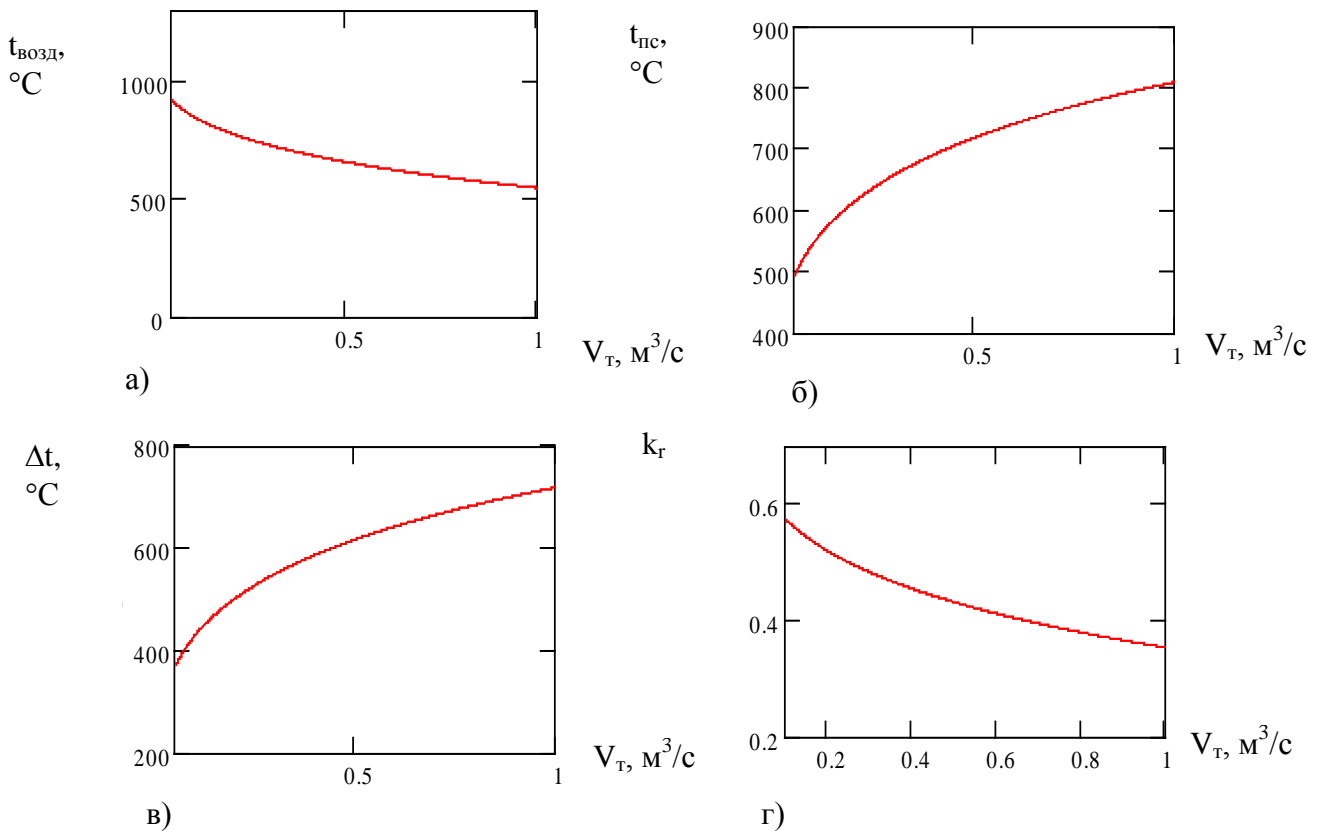


Рисунок 5.6 – Динамическая характеристика нагрева воздуха в керамическом рекуператоре с поверхностью теплообмена 500 м<sup>2</sup> (а – температура нагретого воздуха после рекуператора, б – температура охлажденных продуктов сгорания после рекуператора, в – среднелогарифмический температурный перепад в рекуператоре, г – коэффициент рекуперации)

Если для удобства анализа обозначить тепловую проводимость стенки рекуператора  $\lambda/\delta$  как  $\alpha_{\text{ст каж}}$ , получим следующее выражение:

$$k = \frac{1}{\frac{1}{\alpha_{\text{в}}} + \frac{1}{\alpha_{\text{ст каж}}} + \frac{1}{\alpha_{\text{нс}}}}. \quad (5.14)$$

Этой зависимостью удобно пользоваться для оценки перспектив повышения тепловой эффективности работы рекуператоров. Например, выбрав конкретную конструкцию и типовые условия эксплуатации, можно посмотреть, как изменение каждого из параметров  $\alpha_{\text{в}}$ ,  $\alpha_{\text{нс}}$ ,  $\alpha_{\text{ст каж}}$  будет влиять на значение коэффициента теплопередачи в рекуператоре.

Так, интересно отследить влияние тепловой проводимости стенки на итоговый коэффициент теплопередачи в рекуператоре. Такая зависимость представлена на рис. 5.7, при этом значения коэффициентов теплоотдачи  $\alpha_{\text{в}}$ ,  $\alpha_{\text{нс}}$  приняты равными по 20 Вт/(м<sup>2</sup>·К) каждый.

Значение итогового коэффициента теплопередачи при бесконечно высокой тепловой проводимости стенки и заданных значениях  $\alpha_{\text{в}}$ ,  $\alpha_{\text{нс}}$  равняется 10 Вт/(м<sup>2</sup>·К), как следует из зависимости (5.14). Если отталкиваться от реальных значений  $\alpha_{\text{ст каж}}$ , то рост этой величины приводит к повышению значения коэффициента теплопередачи. Однако по мере увеличения тепловой проводимости стенки дальнейший прирост этой величины оказывает все меньшее влияние на итоговый коэффициент теплопередачи в рекуператоре (рис. 5.7). Так, для стандартной шамотной трубки керамического рекуператора тепловая проводимость стенки составляет 62,5 м<sup>2</sup>·К/Вт (толщина стенки 16 мм, коэффициент теплопроводности материала стенки 1 Вт/(м·К)), а для одного из вариантов стального гладкотрубного рекуператора – 13330 м<sup>2</sup>·К/Вт (толщина стенки 3 мм, коэффициент теплопроводности материала стенки 40 Вт/(м·К)). Переход от одной конструкции рекуператора к другой при прочих равных условиях позволяет достичь увеличения коэффициента теплопередачи в рекуператоре на 13,728 %. Если

условно представить себе, что в качестве материала трубок гладкотрубного рекуператора использована медь вместо стали, то такой переход позволил бы достичь роста итогового коэффициента теплопередачи всего на 0,067%.

Для газо-газового теплообменника лимитирующей стадией являются тепловые сопротивления отдаче тепла от греющей среды и к нагреваемой среде. Снижение этих сопротивлений может быть достигнуто за счет увеличения скоростей движения сред или других способов турбулизации потоков (нанесение искусственной шероховатости, завихрение и т.д.).

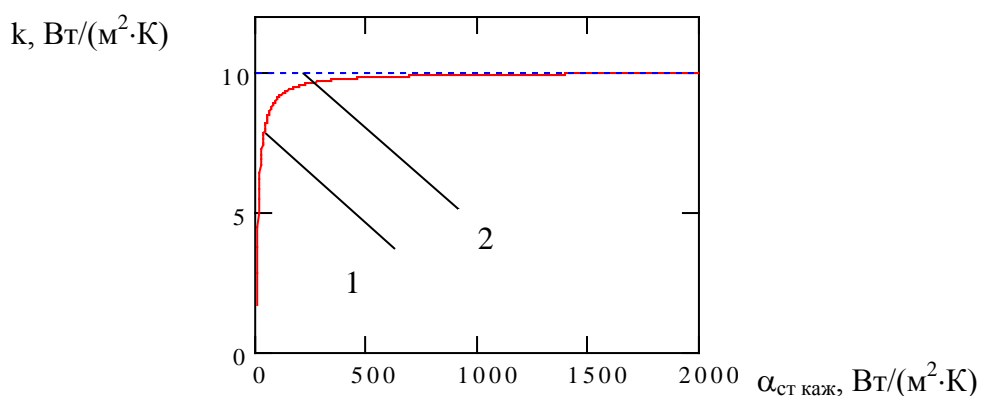


Рисунок 5.7 – Зависимость итогового коэффициента теплопередачи в рекуператоре от тепловой проводимости стенки для случая  $\alpha_{в}=\alpha_{нс}=20$  Вт/(м<sup>2</sup>·К) (1 – изучаемая зависимость, 2 – значение итогового коэффициента теплопередачи при бесконечно высокой тепловой проводимости стенки)

Особо следует выделить такое средство усиления теплоотдачи к (или от) газообразным средам как оребрение. В общем случае реализация этого мероприятия позволяет достичь два результата:

- рост значения коэффициента теплоотдачи по сравнению с гладкотрубной поверхностью за счет турбулизации потока при обтекании ребер;
- рост значения коэффициента теплоотдачи, отнесенного к единице площади гладкотрубной поверхности, за счет

увеличения реальной площади поверхности, воспринимающей тепло.

Для определения кажущегося значения коэффициента теплоотдачи, отнесенного к гладкой поверхности, используется следующее выражение:

$$\alpha^{каж} = k_{ор} \cdot \varphi \cdot \alpha^{баз},$$

где  $k_{ор}$  – коэффициент оребрения, численно равный отношению площадей ребристой и гладкотрубной поверхностей;

$\varphi$  – коэффициент эффективности оребрения, величина, учитывающая отличие температур на поверхности ребристого элемента от температуры гладкой поверхности (например, у основания ребра);

$\alpha^{баз}$  – базовое значение коэффициента теплоотдачи к оребренной поверхности, Вт/(м<sup>2</sup>·К).

Однако не спланированные действия по снижению сопротивлений передаче тепла от газовых сред или к ним могут оказаться либо малорезультативными, либо неэффективными. Ниже приведен пример, иллюстрирующий данное положение.

Для простоты будем полагать тепловое сопротивление стенки стремящимся к нулю (т.е.  $\alpha_{ст\ каж} \rightarrow \infty$ ). Пусть для начала имеем ситуацию, когда  $\alpha_g = \alpha_{nc}$ . Рассмотрим случай, когда предпринимаются усилия по увеличению только одного из итоговых коэффициентов теплоотдачи, например, от стенок рекуператора к воздуху. Здесь имеется больше резервов для интенсификации теплоотдачи за счет повышения давления подачи воздуха при компоновке полости, позволяющей достичь роста скоростей или создать турбулизацию потока.

В начальном случае при сделанных допущениях коэффициент теплопередачи равен  $k = \frac{\alpha_{внач}}{2} = \frac{\alpha_{nc}}{2}$ . Дальнейший рост значения коэффициента теплоотдачи от стенок рекуператора к воздуху в пределах от исходного значения до бесконечности

приводит к росту коэффициента теплопередачи от  $\frac{\alpha_{в\ нач}}{2} = \frac{\alpha_{нс}}{2}$  до  $\alpha_{нс}$ . Причем на начальных этапах рост коэффициента теплоотдачи к воздуху оказывает большее влияние на итоговое значение коэффициента теплопередачи, а по мере дальнейшего роста  $\alpha_{в}$  влияние на теплопередачу уменьшается и в конечном итоге практически сводится к нулю. Эта ситуация отражена на рис. 5.8.

Поэтому на практике во избежание нерациональных действий, когда колоссальные усилия по снижению конкретного теплового сопротивления практически не скажутся на значении итогового коэффициента теплопередачи в рекуператоре, необходим глубокий предварительный анализ по оценке влияния предлагаемого мероприятия на решение конечной задачи.

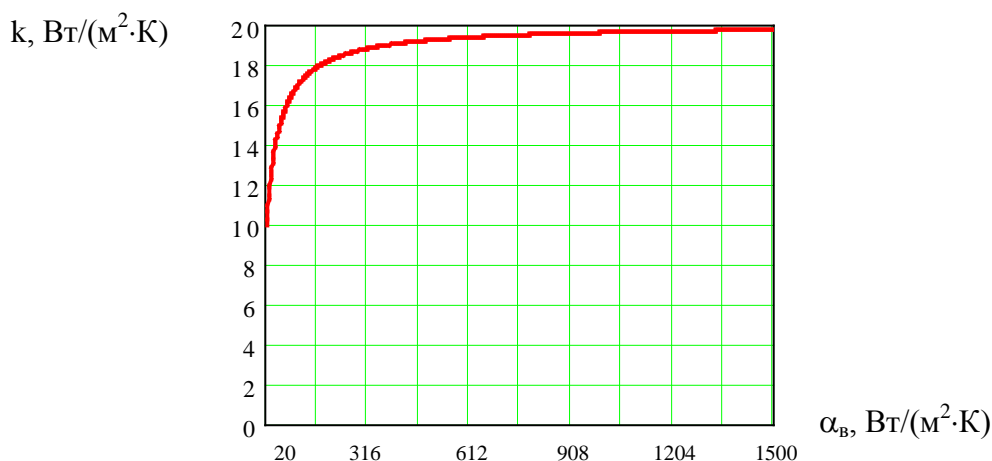


Рисунок 5.8 – Влияние роста коэффициента теплоотдачи к воздуху на значение коэффициента теплопередачи в рекуператоре (тепловое сопротивление стенки принято равным нулю, значение коэффициента теплоотдачи от продуктов сгорания принято 20 Вт/(м<sup>2</sup>·К))

### *Определение гидродинамических условий работы камер печей и рекуператоров в конкретных условиях*

В общем случае интенсификация теплоотдачи к газообразным средам или от них при помощи указанных выше средств сопряжена с ростом гидродинамического сопротивления каналов теплообменника. Применительно к рекуператорам по



воздушной стороне можно найти некоторые резервы повышения давления воздуха. Что касается дымового канала, для которого, как правило, разрежение создается только при помощи дымовой трубы, резервы интенсификации теплоотдачи довольно сильно ограничены. При рассмотрении варианта установки дымососа встает вопрос об экономической целесообразности этого мероприятия и о температурном режиме лопаток.

При правильной работе печного агрегата в каждый момент времени потери давления при прохождении конкретного расхода продуктов сгорания должны быть равны разрежению, создаваемому дымовой трубой (или дымососом). При этом будет поддерживаться заданный уровень давления в рабочей камере печи. Идеальное значения избыточного давления на уровне рабочих окон (если таковые имеются) равно нулю. На практике обычно значение этой величины поддерживают на уровне нескольких паскаль для исключения подсосов холодного воздуха в печь. Если в какой-то момент времени происходит рассогласование между расходом продуктов сгорания, образующихся в печи (и соответственно потерями давления в дымовом тракте) и создаваемым разрежением, давление на уровне рабочих окон уходит от заданного уровня. При значительном повышении давления в печи наблюдается выбивание продуктов сгорания из печи, ухудшаются условия горения. При этом возможно появление в продуктах сгорания окиси углерода и других продуктов неполного горения, при использовании жидкого топлива возможно выпадение пастообразных отложений. При падении давления в печи будут иметь место подсосы холодного воздуха, что приведет к снижению температуры в камере печи, росту парциального давления кислорода и соответственно усилению окисления металла.

В каждый момент времени при переменном расходе топлива заданный уровень давления в рабочей камере может быть

поддержан за счет управления положением дымового шиберя. Положение этого регулирующего органа определяет его гидравлическое сопротивление и, следовательно, сопротивление всего дымового тракта, что позволяет уравновесить суммарные потери давления в дымовом тракте с имеющимся разрежением.

Известна подробно разработанная методика расчета гидравлического сопротивления дымового тракта [204]. Она может быть использована как для выбора устройства, создающего разрежение для преодоления конкретного сопротивления, на стадии проектирования агрегата, так и для проверки возможности реконструкции без замены устройства, создающего разрежение. Такой расчет, как правило, выполняется для режима с максимальным расходом газообразных сред.

В общем случае потери давления складываются из потерь давления на трение, местные сопротивления и геометрических потерь:

– потери давления на трение определяются как:

$$\Delta P_{mp} = \lambda \cdot \frac{L}{d_z} \cdot \frac{\rho_0 V_0^2}{2F^2} \cdot \frac{t + 273}{273},$$

где  $\lambda$  – коэффициент гидравлического трения (в общем случае определяется в зависимости от критерия Re и показателей шероховатости поверхности трения);

$L$  – длина участка трения, м;

$d_z = \frac{4F}{P}$  – гидравлический диаметр канала ( $F$  – сечение канала, м<sup>2</sup>,  $P$  – смачиваемый периметр канала, м), м;

$\rho_0$  – плотность движущейся среды (н.ф.у.), кг/м<sup>3</sup>;

$V_0$  – расход движущейся среды (н.ф.у.), м<sup>3</sup>/с;

$t$  – температура движущейся среды, °С;

– потери давления на местном сопротивлении определяются как:

$$\Delta P_{mc} = k_{mc} \cdot \frac{\rho_0 V_0^2}{2F^2} \cdot \frac{t_z + 273}{273},$$

где  $k_{mc}$  – коэффициент местного сопротивления;  
– геометрические потери давления определяются как:

$$\Delta P_z = \pm hg(\rho_{cp} - \rho),$$

где  $\rho$  – плотность продуктов сгорания в исследуемом элементе дымового тракта (д.ф.у.), кг/м<sup>3</sup>;

$h$  – высота участка подъема или спуска, м;

$g$  – ускорение свободного падения, м/с<sup>2</sup>;

$\rho_{cp}$  – плотность среды, окружающей канал, кг/м<sup>3</sup>.

*Правило знаков для зависимости:* если движущаяся среда легче среды, которая окружает канал, то при движении вверх должен быть получен отрицательный результат (прирост давления), а при движении вниз положительный (потери давления); в случае если движущаяся среда тяжелее среды, которая окружает канал, то имеем обратную ситуацию с расстановкой знаков.

Для сложных гидродинамических систем, в которых имеют место различные потери давления, значение давления которое позволит обеспечить прокачивание заданного расхода теплоносителя определяется по следующей зависимости:

$$P \geq \sum_{i=1}^n P_{mpi} + k_{вв} \cdot \sum_{j=1}^m P_{mcj} + \sum_{k=1}^l P_{zk},$$

где  $m, n, l$  – число участков трения, местного сопротивления и гидростатических потерь соответственно;

$k_{вв}$  – коэффициент взаимного влияния местных сопротивлений, зависит от гидравлической схемы дымового тракта, для предварительных расчетов может быть принят на уровне 1,1..1,2.

Падение температуры продуктов сгорания по длине борова обычно задается в виде усредненного удельного падения температуры (°С/м). При этом достаточно сложно учесть особенности охлаждения газов в конкретном канале (материал стенок борова, толщина стенок, наружное или подземное

положение канала, температура окружающей среды). Для точного расчета падения температуры можно воспользоваться следующим подходом:

$$t_2 = t_1 - qL / (V_0 \cdot c),$$

где  $t_1, t_2$  – температуры в начале и конце изучаемого участка соответственно, °С;

$V_0$  – объемный расход продуктов сгорания (н.ф.у.), м<sup>3</sup>/с;

$c$  – теплоемкость продуктов сгорания в диапазоне температур нахождения в канале, Дж/(м<sup>3</sup>·К);

$L$  – длина рассматриваемого канала, м;

$q$  – удельные теплотери, Вт/м.

Удельные теплотери определяются как:

$$q = \frac{t_1 - t_{oc}}{R_{\Sigma}},$$

где  $t_1, t_{oc}$  – температуры продуктов сгорания на входе в элемент боров и окружающей среды соответственно, °С;

$R_{\Sigma}$  – сумма термических сопротивлений, (м·К)/Вт.

Методология определения термических сопротивлений и выбора температуры окружающей среды может быть перенята из расчетов термических сопротивлений для элементов тепловых сетей.

Для проектирования или реконструкции рекуператоров теплотехнических агрегатов создана программа для автоматизированного расчета потерь давления для произвольных исходных данных. При этом для рекуператора предусмотрен не только расчет потерь давления продуктов сгорания в нем, но и его тепловой расчет, который определит температуру продуктов сгорания перед дымовой трубой и создаваемое ей разрежение. То есть речь идет о создании комплексного тепло-гидравлического расчета дымового тракта, учитывающего динамическую тепловую характеристику рекуператора.

В основе разработанной программы лежат универсальные программные модули для расчета потерь давления на типовых сопротивлениях: участок трения, местное сопротивление, геометрическое сопротивление. Для каждого модуля закладывается возможность взаимосвязи с предыдущими и последующими модулями. Для участков трения предусматривается возможность учета подсосов воздуха и расчета падения температуры за счет потерь тепла теплопередачей через стенки канала борова в окружающую среду. По окончании расчета каждый модуль передает последующему данные о количестве продуктов сгорания, которое в общем случае может меняться из-за присосов воздуха; о температуре продуктов сгорания, которая меняется за счет охлаждения в рассматриваемом элементе борова и подсоса холодного воздуха.

Известно, что при проектировании дымовых труб или выборе дымососов для конкретных теплотехнологических агрегатов закладывается некоторый запас по разрежению, на практике иногда имеется возможность, используя этот запас, повысить коэффициент рекуперации за счет увеличения поверхности теплообмена или смены конструкции рекуператора.

Поэтому для расширения возможностей анализа предложено ввести понятие аэродинамической характеристики дымового тракта, которая позволяла бы изучать его работу при изменениях расходов газообразных сред, «примерять» возможность замены рекуператора или увеличения поверхности существующего без замены тяго-дутьевых устройств.

Эта характеристика может быть построена с использованием упомянутой выше программы для автоматизированного расчета потерь давления. Она отражает разрежение, создаваемое дымовой трубой и положение дымового шибера, при котором уравниваются потери давления и тяга

в зависимости от расхода топлива (и соответственно продуктов сгорания).

На рис 5.9 показан пример аэродинамической характеристики дымового тракта. Для построения использованы типовые данные о геометрии дымохода нагревательной печи средней мощности, снабженной рекуператором поверхностью  $800 \text{ м}^2$ . В качестве топлива рассмотрен природный газ с удельным выходом продуктов сгорания  $12 \text{ м}^3/\text{м}^3$ , высота дымовой трубы – 100 м.

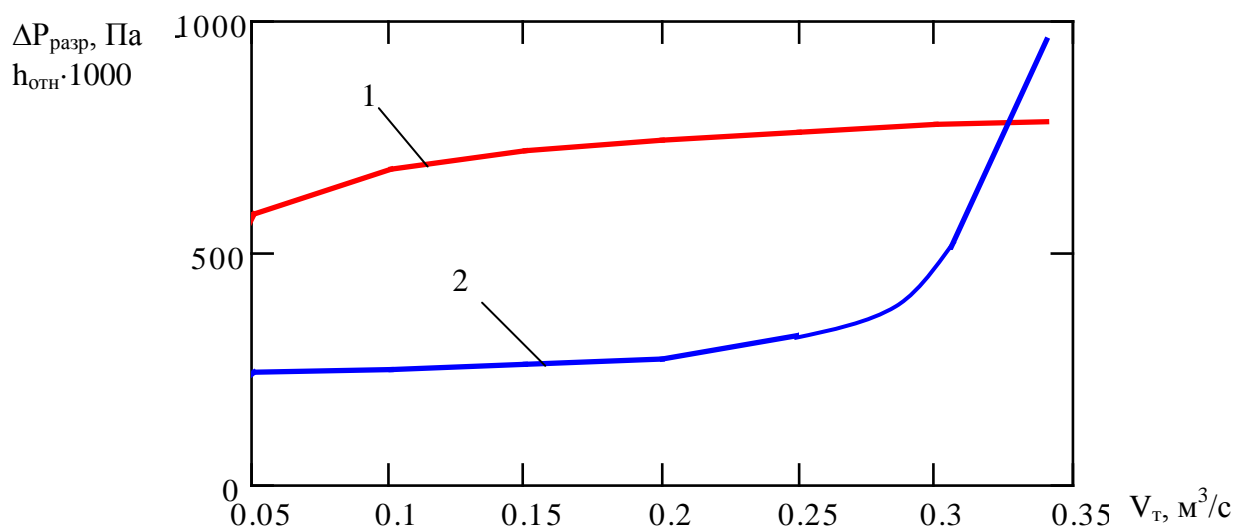


Рисунок 5.9 – Аэродинамическая характеристика дымового тракта (1 – зависимость разрежения, создаваемого дымовой трубой от расхода топлива; 2– зависимость относительной высоты подъема шибера от расхода топлива)

Анализ аэродинамической характеристики дымового тракта позволяет для имеющейся схемы дымового тракта и характеристик установленного рекуператора выявить возможные пределы форсирования тепловой работы агрегата (предельным является расход топлива, при котором шибер полностью поднят). Построение аэродинамической характеристики дымового тракта для случая «примерки» другого рекуператора строится с учетом параметров нового теплообменника. На ее основе устанавливается допустимый диапазон тепловой мощности

агрегата (таковым является диапазон от минимального расхода топлива до такого значения, при котором заслонка полностью поднята) при работе с «примержаемым» рекуператором.

Для функционирующего агрегата при текущих параметрах нагрева сопоставление положения дымового шиберы, определенного при помощи аэродинамической характеристики, с положением этого органа, автоматически устанавливаемым АСУ ТП для поддержания заданного давления в камере печи, дает возможность проверить точность гидравлического расчета дымового тракта и в случае необходимости внести коррективы.

В дальнейшем после такой отладки анализ рассогласования расчетных положений шиберы с положениями, устанавливаемыми автоматически, дает представление о изменении сопротивления дымового тракта, например, за счет забивания рекуператора или зарастания боровов.

### 5.3.2 Сокращение количества продуктов сгорания, покидающих печь

В составе зависимости (5.1), предназначенной для определения текущих значений коэффициента использования топлива, используется количество продуктов сгорания, покидающих камеру печи, отнесенное к единице топлива. Это значение определяется удельным выходом продуктов сгорания с единицы топлива для установленного значения коэффициента расхода воздуха и уровня присосов воздуха в камеру печи. Коэффициент расхода воздуха выбирается исходя из характеристик используемых газогорелочных устройств и условия достижения полного сгорания топлива. Из зависимости (5.1) следует, что снижение количества продуктов сгорания, покидающих камеру печи, приводит при прочих равных условиях к росту значения коэффициента использования топлива. Для количественного анализа этой закономерности предложен подход, позволяющий определить, до какой величины должно

быть снижено удельное количество продуктов сгорания, покидающих печь, чтобы при прочих равных параметрах нагрева достичь заданную экономию топлива:

$$\frac{V_{np}}{V_{баз}} = \frac{\eta_{баз}}{\eta_{np}} = \frac{Q_{нр} - V_{yx}^{баз} \cdot (1 - k_{rec}) \cdot c^{t_{yx}} \cdot t_{yx}}{Q_{нр} - V_{yx}^{np} \cdot (1 - k_{rec}) \cdot c^{t_{yx}} \cdot t_{yx}} = V_{пр}^{отн}, \quad (5.15)$$

где  $V_{баз}$ ,  $V_{пр}$  – расходы топлива для базового и предлагаемого режима отопления (речь может идти как о моментальных расходах, так и о полных за весь период нагрева),  $\text{м}^3/\text{с}$ ;

$V_{yx}^{баз}$ ,  $V_{yx}^{пр}$  – удельный выход продуктов сгорания в базовом и предлагаемом режимах,  $\text{м}^3/\text{м}^3$ ;

$V_{пр}^{отн}$  – относительное значение расхода топлива в предложенном режиме по сравнению с базовым вариантом;

$k_{rec}$  – коэффициент рекуперации для рассматриваемой технологии нагрева.

Предложенная зависимость (5.15) представляет собой упрощенный подход, не учитывающий изменение значения коэффициента рекуперации при уменьшении расхода топлива, связанном со снижением количества уходящих газов и ростом значения коэффициента использования топлива. При этом вносится погрешность, однако ее величина не является значительной, так как речь идет о сравнительно небольших изменениях расхода топлива и, соответственно, расходов теплообменивающихся сред и незначительном росте значения коэффициента рекуперации согласно динамической тепловой характеристике рекуператора. Темп нагрева металла и мощность теплопотерь рабочей камеры приняты неизменными для базового и предлагаемого экономного режимов.

При помощи зависимости (5.15) проведен анализ влияния снижения удельного количества продуктов сгорания, покидающих агрегат, на достигаемый уровень экономии топлива. В качестве расчетной температуры выхода продуктов сгорания из



печи принято значение  $1200^{\circ}\text{C}$ ; теплота сгорания природного газа –  $35800 \text{ кДж/м}^3$ ; значение коэффициента рекуперации –  $0,3$ ; удельный выход продуктов сгорания в базовом режиме  $12 \text{ м}^3/\text{м}^3$ .

Полученные результаты представлены на рис. 5.10. При их анализе необходимо иметь ввиду, что реальное значение удельного выхода продуктов сгорания не может быть ниже стехиометрического выхода продуктов сгорания с единицы топлива, а конкретное значение коэффициента расхода воздуха, конструкция газогорелочных устройств и технология сжигания должны обеспечить полное сгорание топлива.

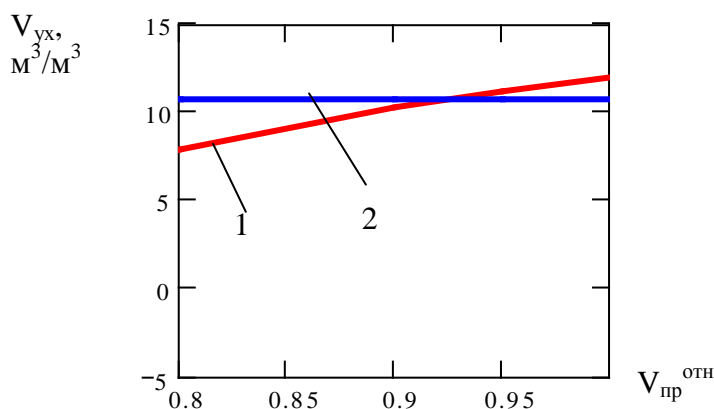


Рисунок 5.10 – Зависимость требуемого значения удельного количества уходящих продуктов сгорания от заданного уровня экономии топлива (1- полученная расчетная кривая; 2 – минимально возможный для принятого вида топлива выход продуктов сгорания, соответствующий  $\alpha=1$ )

Анализ представленных результатов (рис. 5.10) свидетельствует о том, что в рамках рассматриваемого примера максимально возможная экономия топлива за счет снижения количества продуктов сгорания, покидающих камеру печи, составляет не более 5%. Для достижения такой экономии необходимо установление значения коэффициента расхода воздуха на уровне примерно  $1,05$ . Переход на такие значения предъявляет особо высокие требования к работе газогорелочных устройств, на практике для реализации такой экономии может

потребуется замена применявшихся горелок. Однако необходимо иметь в виду, что особо качественное предварительное смешение топлива и воздуха может привести к снижению светимости факела и нивелировать достигнутый результат при сокращении расхода уходящих газов за счет повышения их температуры.

### 5.3.3 Исследование влияния снижения температуры уходящих продуктов сгорания на значение коэффициента использования топлива

Из выражения (5.1) следует, что снижение температуры уходящих продуктов сгорания при прочих равных условиях позволяет повысить величину коэффициента использования топлива и, следовательно, сократить расход топлива. Снижение температуры уходящих газов без принятия специальных мер по интенсификации теплообмена в печи приведет к удлинению операций тепловой обработки и росту окисления.

В данном пункте решается вопрос о том, какой именно должна быть величина температуры уходящих газов для достижения заданного уровня экономии топлива при сохранении производительности агрегата. Вопрос о том, как сохранить тепловую производительность агрегата неизменной, рассматривается в следующих пунктах.

Для этой цели предложено соотношение:

$$\frac{V_2}{V_1} = \frac{\eta_1}{\eta_2} = \frac{Q_{нр} - V_{yx} \cdot k_r(V_1, F) \cdot c_{yx}(t_{1yx}) \cdot t_{1yx}}{Q_{нр} - V_{yx} \cdot k_r(V_2, F) \cdot c_{yx}(t_{2yx}) \cdot t_{2yx}}, \quad (5.16)$$

где  $V_1, V_2$  – расходы топлива по базовому и предлагаемому режимам отопления,  $\text{м}^3/\text{с}$ ;

$k_r(V, F)$  – зависимость коэффициента рекуперации от расхода топлива (и соответственно расходов воздуха и продуктов сгорания) и поверхности теплообмена рекуператора;

$t_{1yx}, t_{2yx}$  – температуры продуктов сгорания, покидающих печь при базовом и предлагаемом режимах, °С.

При составлении выражения (5.16) использовано предположение, согласно которому мощность теплопотерь рабочей камеры остается неизменной. Такой подход позволил получить простую расчетную зависимость для анализа влияния снижения температуры уходящих продуктов сгорания на расход топлива и значение коэффициента использования топлива.

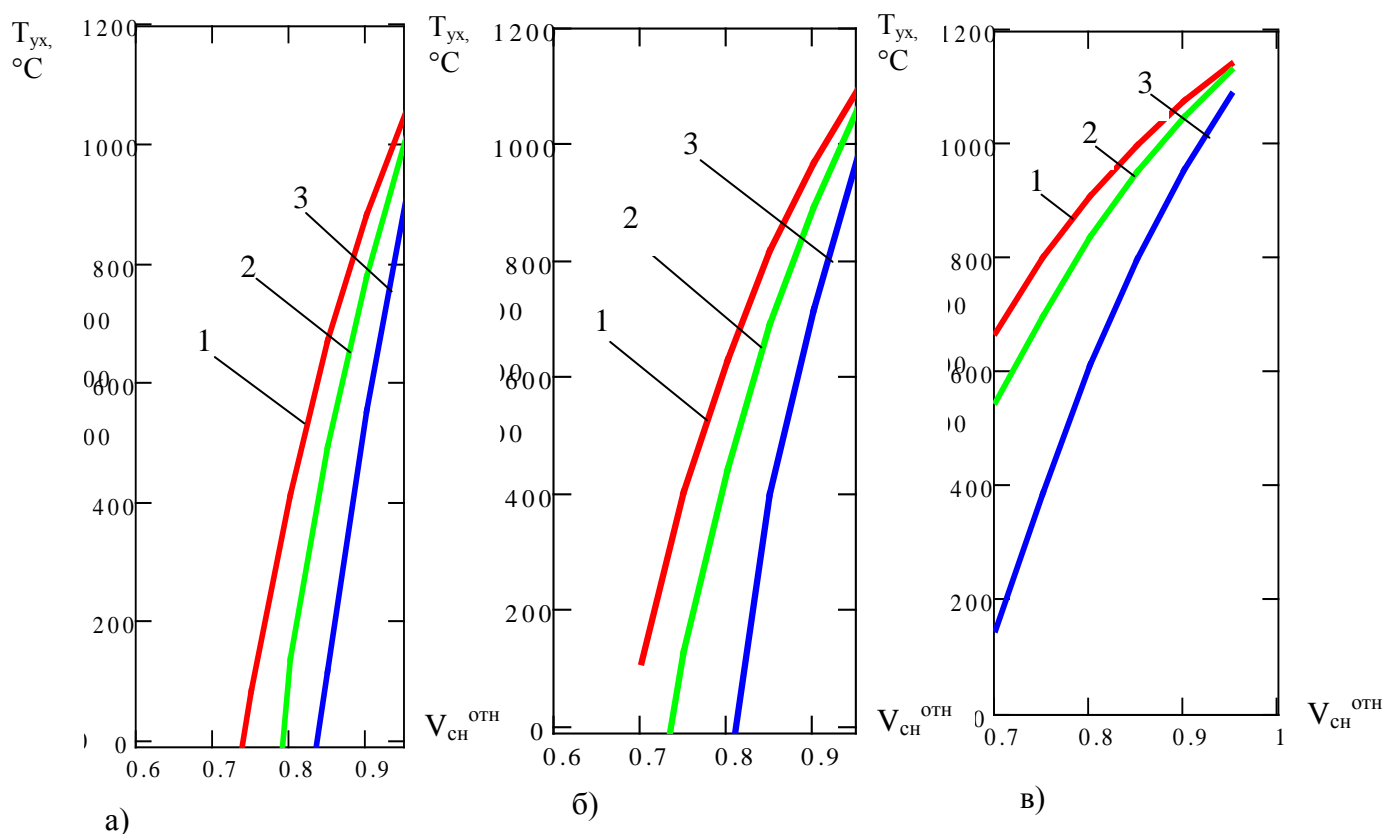


Рисунок 5.11 – Требуемое снижение температуры для достижения заданной экономии топлива при сохранении неизменной производительности (а – при поверхности рекуператора 500 м<sup>2</sup>, б – 300 м<sup>2</sup>, в – 100 м<sup>2</sup>; 1 – при расходе топлива 0,5 м<sup>3</sup>/с, 2 – 0,3 м<sup>3</sup>/с, 3 – 0,1 м<sup>3</sup>/с)

Однако нужно иметь ввиду, что в действительности имеем две противоположные тенденции, которые могут повлиять на величину теплопотерь рабочей камеры: снижение температуры продуктов сгорания, заполняющих камеру печи, определяет снижение потенциала теплопотерь; с другой стороны

интенсификация теплообмена в камере печи, нацеленная на сохранение темпа нагрева металла, должна привести к росту теплопотерь.

Предложенная зависимость (5.16) дает возможность для произвольного момента работы по базовому режиму нагрева вычислить требуемое значение температуры уходящих газов, переход на которое позволил бы достичь заданный уровень моментальной экономии топлива.

Для использования зависимости (5.16) задаем расход топлива  $V_2$ , соответствующий заданному уровню экономии топлива и находим величину  $t_{2yx}$ .

Использование зависимости (5.16) позволило получить результаты, представленные на рис. 5.11. В качестве базового значения температуры уходящих продуктов сгорания принято значение  $1200^{\circ}\text{C}$ . Рассмотрено три случая с условно выбранными керамическими рекуператорами с площадью поверхности нагрева 500, 300 и  $100\text{ м}^2$  и в зависимости (5.16) использованы их динамические тепловые характеристики. Анализ данных приводит к выводу о том, что снижение температуры уходящих продуктов сгорания как отдельное мероприятие вряд ли позволит достичь экономию топлива более 10-15%.

Также совместное рассмотрение комплекса информации, представленного на рис. 5.11, позволяет заключить, что эффект роста значения коэффициента использования топлива и соответственно сокращения расхода топлива только за счет снижения температуры уходящих газов в относительном выражении, при прочих равных условиях, легче достигается для больших расходов топлива и меньших значений коэффициента рекуперации.

### 5.3.3.1 Теорема о предельном значении коэффициента использования топлива при нагреве металла в печи периодического действия

На практике для анализа эффективности принимаемых технических решений по совершенствованию тепловой работы нагревательных печей удобно иметь информацию о предельном значении коэффициента использования топлива, которое может быть теоретически достигнуто в конкретных условиях. Подобный подход имеет место в технической термодинамике, когда для анализа эффективности работы тепловых двигателей их реальные термические коэффициенты полезного действия сравниваются с предельным значением, определенным при помощи теоремы Карно [205].

В данной работе предложена и доказана теорема о предельном значении коэффициента использования топлива при нагреве металла (для печей периодического действия). Ее роль для анализа процессов нагрева такая же, как роль теоремы Карно для анализа работы тепловых двигателей.

Выше проиллюстрировано положение о том, что температура уходящих продуктов сгорания напрямую определяет значение коэффициента использования топлива и его расход при нагреве металла. Однако режимы нагрева, соответствующие левым частям всех изображенных кривых, в полной мере не могут быть реализованы, так как для нагрева в любой момент времени температура продуктов сгорания должна быть больше, чем температура поверхности нагреваемого металла. Для решения вопроса об управлении величиной коэффициента использования топлива за счет температуры уходящих газов целесообразно определить предельно достижимый результат, соответствующий конкретным параметрам нагрева металла.

Ниже рассматривается стандартная технология нагрева металла в периодической печи: перед началом нагрева металл помещается в печь, находится в неподвижном или колебательном

движении в течение нагрева, топливо и воздух непрерывно подводятся в печь и продукты сгорания непрерывно удаляются из нее.

### Суть теоремы:

При нагреве металла в печи с нулевыми теплотерями рабочей камеры, заданным коэффициентом рекуперации и заданным выходом продуктов сгорания с единицы топлива наибольшее возможное значение коэффициента использования топлива будет достигнуто при нагреве постоянным тепловым потоком  $dq = const \rightarrow 0$ , и оно равно коэффициенту использования топлива, подсчитанному для значения температуры продуктов сгорания, равного среднему арифметическому от начальной и конечной температуры металла.

**Доказательство:** Из анализа зависимости (5.1) видно, что для роста значения коэффициента использования топлива при заданном коэффициенте рекуперации и заданном выходе продуктов сгорания с единицы топлива необходимо снижать температуру продуктов сгорания, покидающих рабочую камеру. Однако в каждый момент времени температура продуктов сгорания не может быть ниже температуры поверхности заготовки:  $t_{yx}(\tau) \geq t_{нов}(\tau)$ . Рассматривая предельный случай, когда  $t_{yx}(\tau) \rightarrow t_{нов}(\tau)$ , имеем бесконечно длительный нагрев металла постоянным потоком  $dq = const \rightarrow 0$ ; при этом температура уходящих продуктов сгорания линейно меняется от начальной  $t_n^H$  до конечной  $t_n^K$  температуры поверхности нагреваемых тел. То есть средний за процесс коэффициент использования топлива определяется как:

$$\eta_{св}^{\max} = \bar{\eta} \left( \frac{t_n^H + t_n^K}{2} \right) = \frac{Q_n^P - V_{yx} \cdot c^{t_{yx}} \cdot \left( \frac{t_n^H + t_n^K}{2} \right) \cdot (1 - k_r)}{Q_n^P}. \quad (5.17)$$

Теорема может быть также использована для анализа технологий отопления камерных печей периодического действия,

предполагающих рециркуляцию некоторой части продуктов сгорания – в этом случае часть тепла, возвращаемая в камеру печи рециркулятом, учитывается при помощи соответствующего увеличения коэффициента рекуперации.

Необходимо иметь в виду, что в доказываемой формулировке теоремы допущена некоторая условность: доказательство приводится для постоянного значения коэффициента рекуперации, в то же время при бесконечно длительном нагреве теоретическое значение этой величины стремится к единице. Однако, это не снижает ценности предложенной теоремы, которая нацелена на оценку предельной эффективности интенсификации теплообмена в камере печи и снижения температуры уходящих продуктов сгорания для конкретного агрегата с заданными параметрами рекуператора. Для повышения точности оценки при помощи предложенной теоремы значение коэффициента рекуперации для использования в зависимости (5.17) целесообразно брать из динамической тепловой характеристики рекуператора для минимальных возможных для печи расходов топлива.

На рис. 5.12 при помощи зависимости (5.17) и предложенной теоремы проанализировано соотношение предельно возможного и реального средневзвешенных значений коэффициента использования топлива при нагреве металла в зависимости от значения коэффициента рекуперации. Для рассматриваемого случая приняты следующие исходные данные:

- теплота сгорания газообразного топлива, кДж/м<sup>3</sup> .....35000;
- зависимость теплоемкости продуктов сгорания от температуры, кДж/(м<sup>3</sup>·К)..... .. 1,348+1,6510·10<sup>-4</sup>·t;
- выход продуктов сгорания с единицы топлива, м<sup>3</sup>/м<sup>3</sup> .....12;
- начальная температура поверхности металла, °С .....20;
- конечная температура поверхности металла, °С .....1250;

– средняя за нагрев температура продуктов сгорания, покидающих рабочую камеру при классической технологии нагрева металла, °С .....1220.

Из анализа информации, представленной на рис. 5.12, видно, что наиболее существенная разница между предельным теоретическим и реальным значениями коэффициента использования топлива имеет место при полном отсутствии рекуперации. По мере роста значения коэффициента рекуперации эта разница уменьшается и становится равной нулю при достижении полной рекуперации ( $k_r=1$ ).

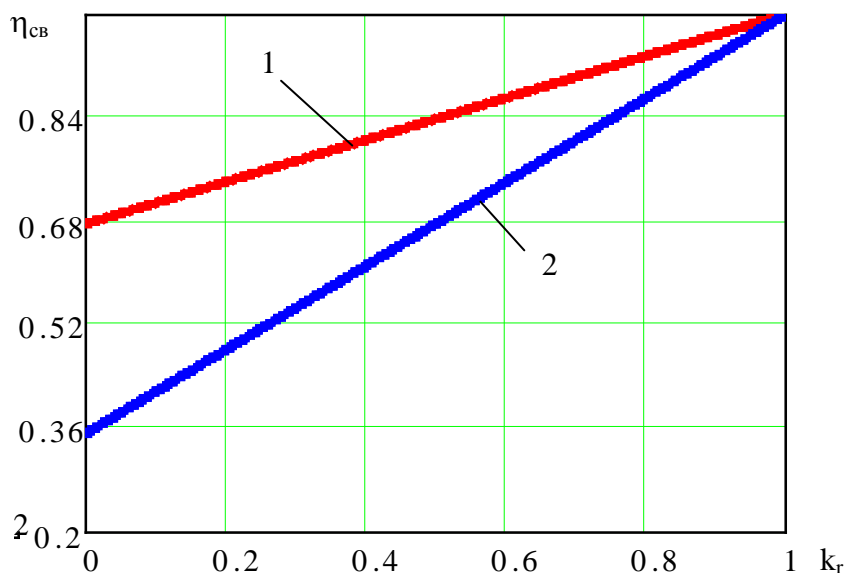


Рисунок 5.12 – Зависимость значений коэффициента использования топлива от коэффициента рекуперации (1– предельное значение, определенное при помощи предложенной теоремы; 2 – реальное значение)

Если принять за базовый расход топлива при обычной технологии нагрева, то при помощи формулы (5.3) получим зависимость экономии топлива при достижении теоретического предельного значения коэффициента использования топлива в



зависимости от коэффициента рекуперации, приведенную на рис. 5.13.

Эта экономия наиболее существенна при низких значениях коэффициента рекуперации. При отсутствии рекуперации она для рассмотренного примера составляет 48%. При полной рекуперации она равна нулю.

На практике достижение значений коэффициента использования топлива, приближенных к  $\eta_{св}^{\max}$ , затруднительно, так как нагрев получается очень растянутым из-за низкой величины подводимого к поверхности нагреваемых тел теплового потока.

С другой стороны, увеличение греющего теплового потока сопряжено с ростом температуры дымовых газов, покидающих рабочую камеру, и приводит к снижению величины коэффициента использования топлива.

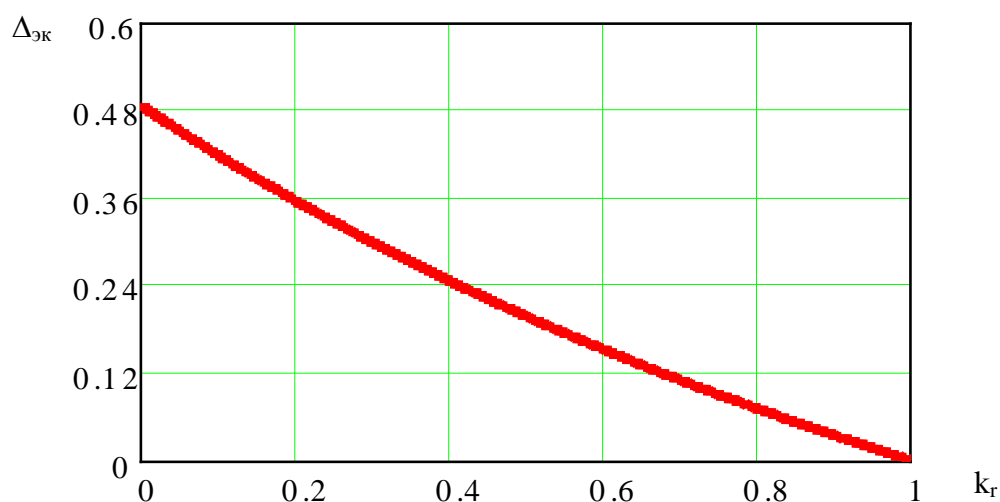


Рисунок 5.13 – Теоретически возможная предельная экономия топлива в зависимости от значения коэффициента рекуперации

*Предельное значение коэффициента использования топлива в печах непрерывного действия*

Известно, что агрегаты непрерывного действия являются более эффективными по сравнению с аналогами периодического

действия [48]. В области печной теплотехники эта закономерность также справедлива. При прочих равных условиях расход топлива на нагрев металла в печи непрерывного действия, например, методического типа, получится меньше, чем в камерной печи. Эта ситуация объясняется тем, что в печах непрерывного действия предусматривается зона (обычно она называется методической), в которой протекает теплообмен между продуктами сгорания, покидающими агрегат, и свежим металлом, поступающим на нагрев. Названный теплообмен имеет радиационно-конвективную или конвективно-радиационную природу в зависимости от уровня температур продуктов сгорания в методической зоне. Таким образом, температура продуктов сгорания, покидающих агрегат, оказывается при прочих равных условиях ниже, чем для агрегата периодического действия, что согласно выражению (5.1) говорит о более высоком значении коэффициента использования топлива и соответственно более низком удельном расходе топлива.

Увеличение длины методической зоны позволяет достичь большего усвоения теплоты уходящих продуктов сгорания и снижения их температуры. По мере удлинения этой зоны теплообмен на ее конечных участках протекает все менее интенсивно из-за снижения температурного потенциала продуктов сгорания. Тем не менее, теоретически, при устремлении длины методической зоны в бесконечность имеем ситуацию, когда температура уходящих продуктов сгорания стремится к температуре исходного металла, идущего на нагрев. Соответственно в случае холодного посада значение коэффициента использования топлива стремится к единице, а в случае горячего посада к значению, соответствующему температуре уходящих газов, равной температуре входа металла в печь. Следует отметить, что производительность агрегата в этом предельном теоретическом случае стремится к нулю.

Из анализа материалов, представленных в данном пункте, можно сделать ряд выводов:

– в практике нагрева металла следует стремиться к использованию агрегатов непрерывного действия (это не всегда возможно, например, из-за неритмичности конкретных технологий). При этом максимальный эффект будет достигнут при увеличении количества тепла, усвоенного в методической зоне, что может достигаться за счет некоторого ее удлинения и, главным образом, за счет усиления интенсивности теплообмена в этой зоне. Поскольку горение топлива уже завершилось в предыдущих зонах, а температура продуктов сгорания непрерывно снижается, то лучистая составляющая теплообмена в данной зоне не содержит значительных резервов усиления. Очевидно, усилия исследователей нужно направить на поиск путей интенсификации конвективного теплообмена в данной зоне;

– предложенная теорема для агрегатов периодического действия позволяет в каждом конкретном случае (начальная и конечная температура металла, значение коэффициента рекуперации) определить предельно достижимое значение средневзвешенного коэффициента использования топлива за весь период нагрева и определить целесообразность усилий по повышению реальных значений коэффициента использования топлива. Это важно в настоящей ситуации, когда при покупке новых агрегатов (особенно иностранных) нет возможности проверить, насколько заявленные коэффициенты использования топлива являются реальными. Особенно интересной представляется ситуация, когда для агрегата периодического действия заявленный коэффициент использования топлива превышает теоретически допустимое значение;

– приближение реального значения коэффициента использования топлива к максимально возможному значению при заданных характеристиках рекуператора должно достигаться за счет

снижения количества теплоты с продуктами сгорания, покидающими агрегат.

### 5.3.3.2 Исследование влияния конвективного теплообмена на значение коэффициента использования топлива и технико-экономические показатели нагрева

Из рассмотренных ранее материалов следует, что для печи увеличение значения коэффициента использования топлива и сокращение расхода топлива могут достигаться при простом снижении температуры продуктов сгорания, уходящих из камеры печи. Однако в практике решения задач энергосбережения для технологий тепловой обработки металла обычно имеется существенное ограничение по сохранению темпа нагрева. Для сохранения скорости нагрева металла при одновременном снижении температуры уходящих газов необходимо, чтобы в каждый момент времени итоговая плотность теплового потока, падающего на поверхность металла, была равна для базового и предлагаемого режима со сниженной температурой уходящих газов. То есть должно выполняться следующее соотношение [206]:

$$\begin{aligned}
 q &= \alpha_{к1} \cdot (t_{1уу} - t_{пм}) + C_{\partial}(t_{1уу}) \cdot \left[ \left( \frac{t_{1уу} + 273}{100} \right)^4 - \left( \frac{t_{пм} + 273}{100} \right)^4 \right] = \\
 &= \alpha_{к2} \cdot (t_{2уу} - t_{пм}) + C_{\partial}(t_{2уу}) \cdot \left[ \left( \frac{t_{2уу} + 273}{100} \right)^4 - \left( \frac{t_{пм} + 273}{100} \right)^4 \right], \quad (5.18)
 \end{aligned}$$

где  $\alpha_{к1}$ ,  $\alpha_{к2}$  – значения коэффициентов конвективной теплоотдачи от продуктов сгорания к поверхности нагреваемого металла в камере печи для базового и предлагаемого режимов нагрева, Вт/(м<sup>2</sup>·К);

$t_{1yx}$ ,  $t_{2yx}$ ,  $t_{пм}$  – температуры продуктов сгорания в печи по базовому и предлагаемому режимам и температура поверхности нагреваемого металла соответственно, °С;

$C_d$  – приведенный коэффициент излучения для системы тел газ-кладка-металл, Вт/(м<sup>2</sup>·К).

Из анализа выражения (5.18) очевидно, что поставленная в данном пункте задача может быть решена либо за счет повышения значения коэффициента конвективной теплоотдачи, либо за счет повышения значения приведенного коэффициента излучения.

Для оценки влияния интенсивности конвективной теплоотдачи на значение коэффициента использования топлива и технико-экономические показатели нагрева металла в камерных печах периодического действия предложена следующая методика:

– для базовых параметров нагрева (текущее значение температуры поверхности металла, состав продуктов сгорания, геометрические характеристики камеры печи, значение коэффициентов конвективной теплоотдачи) определяем, при какой температуре продуктов сгорания достигается заданная плотность теплового потока, которая формируется по механизмам лучистой и конвективной теплопередачи (в области высоких температур преобладает лучистая составляющая);

– задаем исследуемые значения коэффициентов конвективной теплоотдачи и для того же набора остальных параметров нагрева определяем, при каких температурах продуктов сгорания будет достигаться заданная плотность теплового потока;

– для базовой температуры продуктов сгорания и температур, соответствующих исследуемым значениям коэффициентов конвективной теплоотдачи, вычисляются значения коэффициентов использования топлива и расходов топлива, на основании чего выносится суждение об

эффективности мероприятий по усилению конвективной теплоотдачи.

Ниже проиллюстрировано использование предложенной методики на примере камерной печи периодического действия.

При этом для учета лучистой составляющей потока использована представленная на рис. 5.14 зависимость приведенного коэффициента излучения системы тел газ-кладка-металл от температуры, полученная на основании зависимостей для геометрических характеристик и номинальных условий работы одного из агрегатов, относящихся к классу высокотемпературных печей. Расчеты проведены для условно выбранной температуры поверхности нагреваемого металла 500°C.

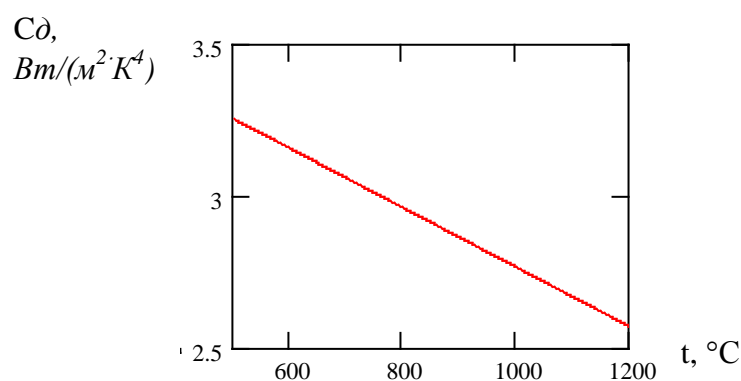


Рисунок 5.14 – Зависимость приведенного коэффициента излучения системы тел газ-кладка-металл от температуры для реального высокотемпературного агрегата

На рис. 5.15 представлены зависимости суммарной плотности теплового потока от температуры продуктов сгорания для трех уровней коэффициентов конвективной теплоотдачи, охватывающих диапазон возможных на практике значений (10, 20 и 30 Вт/(м<sup>2</sup>·К)). При этом для каждого из уровней представлены следующие кривые: плотность суммарного теплового потока, плотность лучистого теплового потока, плотность конвективного теплового потока. Анализ

представленной информации позволяет заключить, что, несмотря на несомненное преобладание лучистого теплообмена, доля конвективного теплообмена может достигать 10-20% даже в высокотемпературной области.

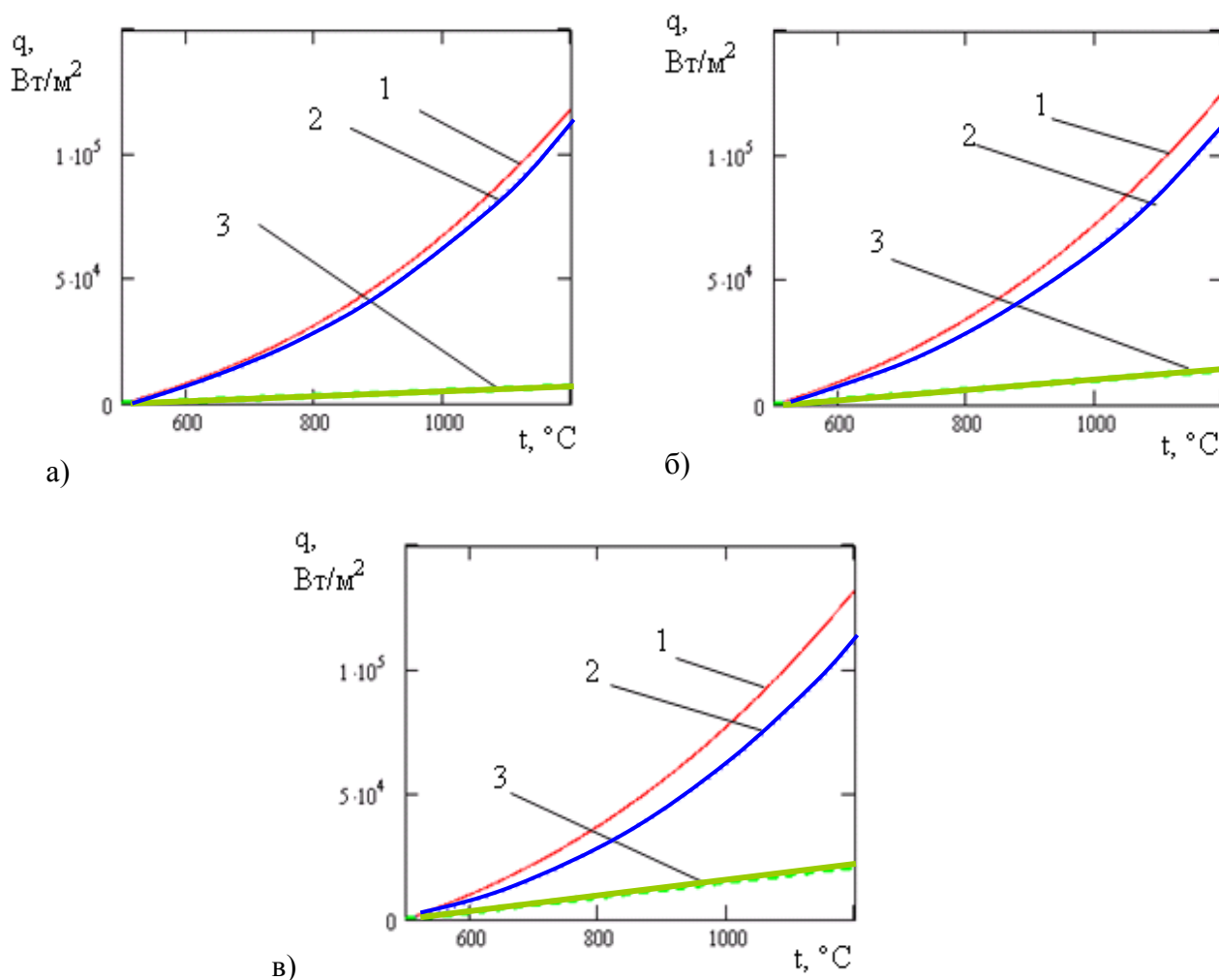


Рисунок 5.15 – Зависимость суммарного теплового потока, падающего на поверхность нагреваемого материала, а также лучистой и конвективной составляющих этого потока от температуры (1 – суммарный тепловой поток, 2 – лучистая составляющая теплового потока, 3 – конвективная составляющая теплового потока; а – при значении коэффициента конвективной теплоотдачи  $10 \text{ Вт/(м}^2 \cdot \text{К)}$ , б – при значении коэффициента конвективной теплоотдачи  $20 \text{ Вт/(м}^2 \cdot \text{К)}$ , в – при значении коэффициента конвективной теплоотдачи  $30 \text{ Вт/(м}^2 \cdot \text{К)}$ )

Сущность реализации предложенной методики для исследования влияния коэффициентов теплоотдачи на технико-экономические показатели нагрева представлена на рис. 5.16. На нем приведены кривые, описывающие зависимость суммарной плотности теплового потока от температуры, для трех рассматриваемых уровней значений коэффициента конвективной теплоотдачи. Заданная плотность теплового потока отражается на графике в виде горизонтальной линии. Абсциссы точек пересечения этой линии с кривыми суммарной плотности теплового потока, соответствующими разным значениям коэффициентов конвективной теплоотдачи, представляют собой температуры, при которых достигается заданная плотность теплового потока.

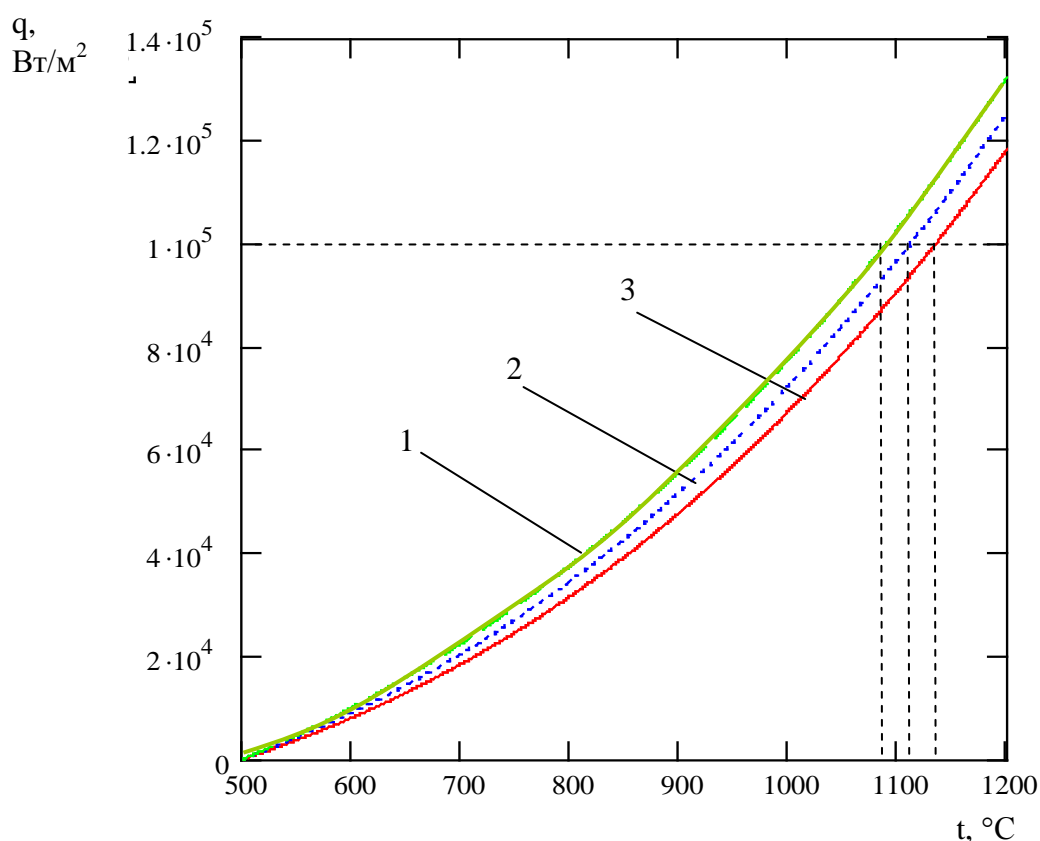


Рисунок 5.16 – Иллюстрация влияния интенсивности конвективного теплообмена в печи на требуемый уровень температуры продуктов сгорания для обеспечения заданного теплового потока (1 – при значении коэффициента конвективной теплоотдачи 30 Вт/(м<sup>2</sup>·K), 2 – при значении коэффициента конвективной теплоотдачи 20 Вт/(м<sup>2</sup>·K), 3 – при значении коэффициента конвективной теплоотдачи 10 Вт/(м<sup>2</sup>·K))



Из анализа представленной информации очевидно, что для достижения заданной плотности теплового потока при разных значениях коэффициента конвективной теплоотдачи требуются различные температуры продуктов сгорания. Так, например, при температуре поверхности металла  $500\text{ }^{\circ}\text{C}$  суммарная плотность теплового потока  $100\text{ кВт/м}^2$  достигается для значения  $\alpha_k=10\text{ Вт/(м}^2\cdot\text{К)}$  при температуре продуктов сгорания  $1138^{\circ}\text{C}$ ; для значения  $\alpha_k=20\text{ Вт/(м}^2\cdot\text{К)}$  при температуре продуктов сгорания –  $1114^{\circ}\text{C}$ ; для значения  $\alpha_k=30\text{ Вт/(м}^2\cdot\text{К)}$  при температуре продуктов сгорания –  $1090^{\circ}\text{C}$ .

Текущие значения коэффициента использования топлива определяются при помощи выражения (5.1).

Принята следующая зависимость теплоемкости продуктов сгорания от температуры ( $\text{кДж/(м}^3\cdot\text{К)}$ )  $c_o(t) = 1.348 + 1.65 \cdot 10^{-4} \cdot t$ .

Приняв значение коэффициента рекуперации  $0,2$  и выход продуктов сгорания с единицы топлива  $12\text{ м}^3/\text{м}^3$  (для природного газа), получим следующие значения коэффициентов использования топлива для температур  $1090$ ,  $1114$  и  $1138\text{ }^{\circ}\text{C}$  соответственно:  $0,543$ ,  $0,532$  и  $0,521$ .

Текущий расход топлива определяется при помощи выражения (5.3)

Если считать, что значение коэффициента конвективной теплоотдачи  $10\text{ Вт/(м}^2\cdot\text{К)}$  является базовым, то его повышение до  $20$  и  $30\text{ Вт/(м}^2\cdot\text{К)}$ , как видно из зависимости (5.3), позволяет сократить текущий расход топлива на  $2,1$  и  $4,2\%$  соответственно. Необходимо отметить, что этот результат достигается при сохранении скорости нагрева металла (тепловой поток  $100\text{ кВт/м}^2$  и температура поверхности металла  $500^{\circ}\text{C}$ ).

На практике конкретные текущие значения сокращения расхода топлива зависят от требуемых значений тепловых потоков, температуры поверхности металла, состава продуктов сгорания, геометрических и радиационных характеристик печи и

садки, а также конкретных значений коэффициентов конвективной теплоотдачи.

Приведенные в качестве примера уровни повышения значения коэффициента конвективной теплоотдачи, и, соответственно, экономия топлива дают усредненное представление о том, какие результаты могут быть реально достигнуты на практике.

Для агрегатов непрерывного действия усиление конвективной теплоотдачи также приводит к росту коэффициента использования топлива и сокращению расхода топлива при неизменной производительности. В данном случае выполнение прямой упрощенной оценки этого эффекта, как это было сделано для камерных печей, несколько затруднительно, так как температура продуктов сгорания и тепловые потоки, падающие на поверхность металла, существенно меняются по длине печи. Поэтому необходимо либо предложить зависимость среднего теплового потока усваиваемого металлом за время нагрева от температуры продуктов сгорания, покидающих печь и тогда повторить описанную выше последовательность действий; либо прибегнуть к методу математического моделирования.

Для более удобного анализа рассматриваемого в данном пункте вопроса предложен еще один подход, согласно которому напрямую определяется требуемое значение коэффициента конвективной теплоотдачи, соответствующее конкретному уровню экономии топлива для заданной сниженной температуры уходящих продуктов сгорания.

Для этой цели предложена зависимость:

$$\alpha_{k2} = \frac{q(t_{nm}) - C_{\phi}(t_{2yx}) \cdot \left[ \left( \frac{t_{2yx} + 273}{100} \right)^4 - \left( \frac{t_{пм} + 273}{100} \right)^4 \right]}{t_{2yx} - t_{пм}}, \quad (5.19)$$

где  $q(t_{пм})$  – зависимость итоговой плотности теплового потока, падающего на поверхность металла, от температуры его

поверхности (зависимость взята из базовой технологии нагрева и поддерживается на том же уровне для разрабатываемого экономичного варианта).

Совместное использование зависимостей (5.16) и (5.19) позволило получить информацию, представленную на рис. 5.17. При этом были использованы те же исходные данные, что и при получении результатов на рис. 5.16.

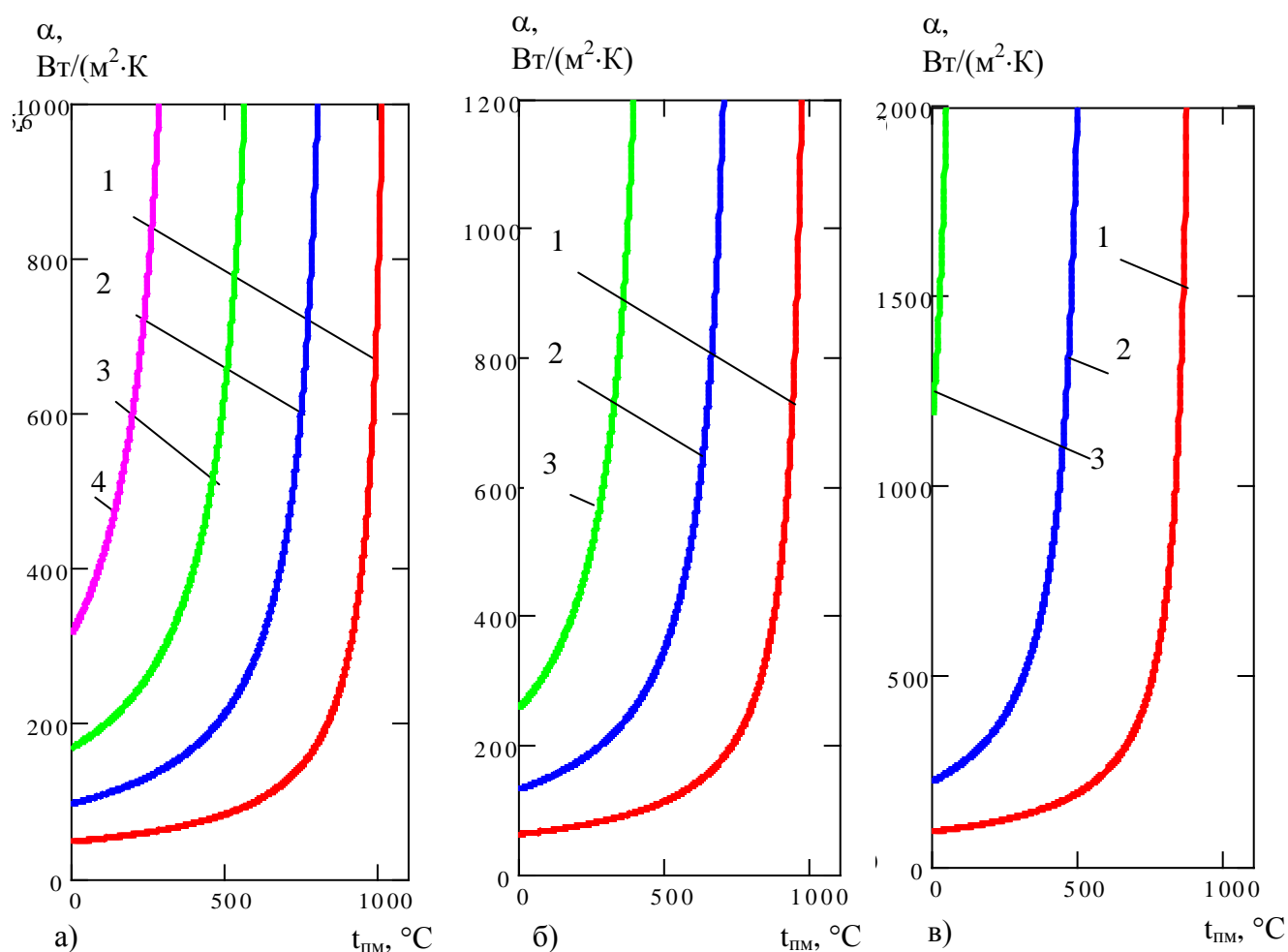


Рисунок 5.17 – Требуемое значение коэффициента конвективной теплоотдачи от продуктов сгорания к нагреваемому материалу для достижения заданного уровня экономии топлива в зависимости от температуры поверхности обрабатываемого материала (а – расход топлива  $0,5 \text{ м}^3/\text{с}$ , б –  $0,3 \text{ м}^3/\text{с}$ , в –  $0,1 \text{ м}^3/\text{с}$ , 1 – экономия топлива 5%, 2 – 10%, 3 – 15%, 4 – 20%). Поверхность нагрева рекуператора  $500 \text{ м}^2$

Анализ этой информации с учетом значений коэффициентов конвективной теплоотдачи от газообразных сред (даже при наиболее благоприятных условиях они, как правило, не превышают  $100 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$ , обычно, для печей это величина составляет  $10\text{-}25 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$ ) позволяет заключить, что более реализуемым является получение экономии топлива за счет интенсификации конвективного теплообмена в начальные периоды нагрева с более низкой температурой поверхности нагреваемого металла. Также очевидно, что достижение экономии более  $5\text{-}15\%$  при сохранении темпа нагрева для любой температуры поверхности нагреваемого металла только за счет усиления конвективной составляющей теплообмена сложно реализуемо.

Исходя из вышесказанного при конструировании новых печных агрегатов и реконструкции существующих целесообразно применять технические решения, позволяющие существенно поднять уровень значений конвективной теплоотдачи. В качестве таковых можно рекомендовать многоструйную атаку продуктами сгорания поверхности металла, колебательный характер подачи топлива и воздуха. Кроме того, усиление перемешивания способствует более равномерному нагреву металла и соответственно улучшает условия последующей обработки давлением.

### 5.3.3.3 Исследование влияния лучистых характеристик теплообмена в камере печи на значение коэффициента использования топлива

Основным видом теплообмена в высокотемпературных печах является лучистый теплообмен. Плотность лучистого теплового потока, падающего на поверхность металла, определяется при помощи закона Стефана-Больцмана. Причем для заданных температур продуктов сгорания, заполняющих камеру печи, и поверхности нагреваемого металла конкретное

значение плотности теплового потока будет определено величиной приведенного коэффициента излучения системы газ-кладка-металл.

Значение этого коэффициента для камерной печи определяется при помощи зависимости:

$$C_{\partial} = \frac{C_0 \cdot \varepsilon_g \cdot \varepsilon_m}{\varepsilon_g + \varphi_{км} \cdot \varepsilon_m \cdot (1 - \varepsilon_g)}, \quad (5.20)$$

где  $C_0 = 5,67$  – коэффициент излучения абсолютно черного тела, Вт/(м<sup>2</sup>·К<sup>4</sup>);

$\varepsilon_g$ ,  $\varepsilon_m$  – степени черноты продуктов сгорания и поверхности металла соответственно;

$\varphi_{км}$  – угловой коэффициент для систем тел кладка-металл и металл-металл соответственно.

Для зон методических печей также используются известные зависимости [123].

Из анализа зависимостей для определения приведенных коэффициентов излучения следует, что для заданных геометрических параметров камеры печи и схемы загрузки металла повлиять на значение этой величины можно изменением степени черноты газовой среды, заполняющей камеру печи. Известно, что газовый слой излучает энергию своим объемом и степень черноты при этом определяется в зависимости от содержания трехатомных газов (произведения их парциальных давлений на толщину газового слоя) и температуры газового слоя.

Однако степень черноты факела может существенно отличаться от усредненной степени черноты всего газового объема, заполняющего камеру печи. Степень черноты факела определяется видом топлива и способом сжигания. Очевидно, что в случае, если степень черноты факела значительно превышает степень черноты остального газового объема, заполняющего камеру печи, посчитанную для конечного состава продуктов

сгорания, расчетная степень черноты всего газового объема, отражающая реальное количество тепла, переданное металлу излучением, должна быть выше последней.

Оценка влияния повышения расчетной степени черноты газового объема камеры печи может быть выполнена при помощи подхода, аналогичного тому, что использовался для оценки эффективности роста значений конвективной теплоотдачи от продуктов сгорания к нагреваемому металлу.

Так, для камерной печи на основании выражения (5.20) разработана функция, описывающая зависимость значения приведенного коэффициента излучения для системы тел газ-кладка-металл от температуры, параметров геометрии камеры печи, схемы загрузки металла и состава продуктов полного горения топлива, с возможностью учета превышения расчетного значения степени черноты газового объема в заданное число раз по сравнению со значением, посчитанным для состава продуктов полного горения топлива. Предполагается, что исследуемый эффект достигается за счет реализации мероприятий по повышению светимости факела. На основании функции, описывающей зависимость приведенного коэффициента излучения от температуры, создана функция, описывающая суммарную плотность теплового потока, падающего на металл, в зависимости от температуры продуктов сгорания. При этом учтено наличие конвективной составляющей теплопередачи при уровне значения коэффициента конвективной теплоотдачи от продуктов сгорания к поверхности металла  $10 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$ .

Для каждого из рассматриваемых случаев определяется температура, при которой достигается заданная плотность теплового потока. Так, для примера рассмотрен случай: температура поверхности металла  $500^\circ\text{C}$ , заданная плотность теплового потока, падающего на поверхность металла  $100 \text{ кВт}/\text{м}^2$ , зависимость приведенного коэффициента излучения от температуры для базового случая дана на рис. 5.14. Рассмотрены

случаи превышения расчетной степени черноты газового объема, заполняющего камеру печи, по сравнению с базовым значением, рассчитанным для состава продуктов полного сгорания в 1,05; 1,1; 1,15; 1,2; 1,25 и 1,3 раза.

Для найденных значений температуры уходящих продуктов сгорания, при которых достигается заданная плотность теплового потока, найдены значения коэффициентов использования топлива и рассчитано снижение расхода топлива по сравнению с базовым вариантом. Результаты расчетов приведены в таблице 5.1.

Таблица 5.1 – Результаты исследования влияния роста приведенного коэффициента излучения системы тел газ-кладка-металл на технико-экономические показатели нагрева

Исследуемый уровень повышения степени черноты	Температура продуктов сгорания, при которой достигается заданная плотность теплового потока °С	Значение коэффициента использования топлива	Экономия топлива относительно базового варианта, %
Базовый	1071	0,617	–
1,05	1064	0,62	0,5
1,1	1058	0,622	0,8
1,15	1053	0,624	1,1
1,2	1048	0,626	1,4
1,25	1043	0,628	1,8
1,3	1039	0,63	2,1

Анализ результатов, приведенных в таблице 5.1, показывает, что рост степени черноты факела, определяющий рост

эффективной степени черноты газового объема камеры печи, приводит при сохранении скорости нагрева к снижению температуры продуктов сгорания, при которой достигается заданная плотность теплового потока, что определяет рост коэффициента использования топлива и снижение расхода топлива.

#### 5.4 Совместный учет одновременной реализации мероприятий по снижению расхода топлива

Учет одновременной реализации мероприятий по снижению расхода топлива: (усиление конвективного обмена в камере печи, действия по росту значения коэффициента рекуперации, снижение количества продуктов сгорания за счет более качественного перемешивания и уменьшения значения коэффициента расхода воздуха) производится последовательно в любом порядке. Рост коэффициента использования топлива для первого мероприятия находим относительно доинновационного состояния, полученный результат принимаем за исходный для определения эффективности второго мероприятия и т.д. Интегральный эффект от реализации всех мероприятий будет оценен исходя из сравнения значений коэффициента использования топлива: доинновационного и определенного после реализации последнего мероприятия.

#### 5.5 Выводы

Представлены подходы по анализу энергоэффективности различных проектов по повышению уровня ресурсоэнергосбережения при нагреве металла в печах. В качестве мероприятий, позволяющих улучшить технико-экономические показатели нагрева, рассмотрены: реконструкция футеровки за счет добавления слоя керамоволокнистых



материалов; повышение значения коэффициента рекуперации; сокращение количества уходящих продуктов сгорания; снижение температуры уходящих продуктов сгорания при сохранении темпа нагрева металла за счет повышения интенсивности теплообмена в камере печи.

Для каждого из рассматриваемых мероприятий разработана функциональная зависимость, позволяющая определить величину управляющего воздействия в зависимости от требуемого уровня относительной экономии топлива. Данный научно-практический инструментарий позволяет целенаправленно реализовывать реконструкцию печных агрегатов и оценивать реальность предложений сторонних организаций.

При составлении каждой из функциональных зависимостей используется принцип «при прочих равных условиях», то есть предполагается, что все остальные параметры, кроме управляющего, остаются неизменными для состояния объекта до и после реконструкции. Для каждого из мероприятий по реконструкции проанализировано соответствие этого принципа действительности, показаны границы его применения.

Применительно к проектам по повышению значения коэффициента рекуперации создана методика, позволяющая осуществить рациональный выбор («примерку») конструкции рекуператора (из нескольких предложенных конструкций) для конкретного агрегата на основании анализа технико-экономических показателей.

Введено понятие динамической тепловой характеристики рекуператора и методология определения значения коэффициента рекуперации в зависимости от текущей тепловой нагрузки, что повышает точность расчетов тепловой работы агрегатов в целом и расхода топлива на нагрев в частности.

Представлена сущность созданного комплекса для автоматического тепло-гидравлического расчета дымового

тракта, что значительно ускоряет выполнение таких расчетов для любого печного агрегата и произвольных режимов работы.

Предложено понятие аэродинамической характеристики дымового тракта, основанной на тепло-гидравлическом расчете, которая представляет собой зависимость разрежения, создаваемого тяго-дутьевым устройством и положения регулирующего органа в зависимости от тепловой нагрузки агрегата. Построение такой характеристики для дымового тракта, в который включен «примеряемый рекуператор», позволяет оценить гидродинамические аспекты работы предлагаемого рекуператора в конкретном агрегате для произвольной тепловой нагрузки.

Применительно к анализу эффективности использования такого инструмента сокращения расхода топлива как снижение температуры уходящих продуктов сгорания предложена теорема о предельно достижимом значении коэффициента использования топлива в печах периодического действия.

При помощи метода инженерного анализа выполнены оценки экономии топлива от снижения температуры уходящих продуктов сгорания при сохранении темпа нагрева за счет усиления конвективного теплообмена в камере печи и повышения степени черноты газового объема. Диапазоны относительной экономии топлива, которые могут быть достигнуты в каждом из этих случаев, составляют 2-10 и 1-5% соответственно.

## ГЛАВА 6. ОПРЕДЕЛЕНИЕ РАЦИОНАЛЬНЫХ РЕЖИМОВ РЕАЛИЗАЦИИ ТЕХНОЛОГИЙ ТЕПЛОВОЙ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛА В ПЕЧАХ

6.1 Создание эффективного аналитического комплекса для автоматического расчета процессов тепловой обработки заготовок в печах

В настоящее время одним из наиболее перспективных инструментов для глубокого изучения процессов, протекающих при тепловой обработке материалов, является метод математического моделирования, основанный на решении дифференциального уравнения нестационарной теплопроводности с соответствующими граничными условиями. Особенности и преимущества такого подхода детально рассмотрены в первой и второй главах.

Однако, несмотря на современный уровень развития компьютерной техники, подходов к численному решению задач математической физики, широкое использование и поныне имеют аналитические методики расчета (метод тепловой диаграммы и т.д.). Причиной тому является простота, легкость подстройки, что определяет возможность их прямого интегрирования на третий уровень систем АСУ ТП.

В данном подразделе рассмотрены аспекты создания автоматического расчетного комплекса для изучения операций нагрева и термообработки металла, базирующегося на известных аналитических подходах. Для этого решены следующие задачи:

- автоматическая интерполяция всех вспомогательных величин;
- создание универсальных модулей для расчета типовых операций (нагрев, охлаждение, выравнивание, остывание с печью);

– организация взаимодействия между расчетными модулями для рассмотрения комплексных технологий тепловой обработки.

*Интерполяция вспомогательных величин* проведена на основании предварительного анализа возможных диапазонов их изменения при решении конкретных задач. Перечень заданных величин и основные подходы к их интерполяции приведены в табл. 6.1.

В современных математических пакетах при создании интерполяционных функций пользователь задает вид зависимости, векторы исходных данных, в результате чего формируется виртуальная функция, выдающая значение искомой величины для заданного значения аргумента. При этом пользователю напрямую не выдается значение коэффициентов интерполяционной зависимости. В случае необходимости их можно найти, открыв вспомогательный вектор данных, автоматически сформированный при создании интерполяционной функции. Такой подход предоставляет некоторое удобство, так как, изменяя в записи интерполяционной подпрограммы только степень полинома, можно сравнить ряд зависимостей и выбрать наилучший вариант.

*Создание стандартных расчетных модулей.* Для создания универсального расчетного комплекса необходимо предусмотреть создание модулей, описывающих тепловые параметры следующих операций:

- нагрев по режиму с постоянным тепловым потоком ( $q=\text{const}$ );
- нагрев по режиму с постоянной температурой печи ( $t_{\text{печь}}=\text{const}$ );
- комбинированный нагрев (I-ый период нагрев по режиму  $q=\text{const}$ , II-ой по режиму  $t_{\text{печь}}=\text{const}$ );
- выравнивание температур по сечению заготовки после нагрева (температура поверхности больше температуры центра);
- выравнивание температур по сечению заготовки после охлаждения (температура поверхности меньше температуры центра);

- охлаждение заготовок с печью;
- охлаждение заготовок воздухом.

Таблица 6.1 – Подходы к интерполяции вспомогательных величин

Название величин	Обс начен ие	Порядок регрес сии	Аргументы	Допустимый диапазон изменения аргумента
Степень черноты углекислоты	$\varepsilon_{CO_2}$	2- мерная	1. Произв едение парциаль ного давления $CO_2$ (кПа) на эффектив ную длину луча (м) 2. Температура ( $^{\circ}C$ )	$p_{CO_2} \cdot l_{эф}$ 5 ..200 кПа·м; $t=900 \dots 1900^{\circ}C$
Степень черноты водяных паров	$\varepsilon_{H_2O}$	2- мерная	1. Произв едение парциаль ного давления $CO_2$ (кПа) на эффектив ную длину луча (м) 2. Температура ( $^{\circ}C$ )	$p_{H_2O} \cdot l_{эф}$ 20 ..600 кПа·м; $t=900 \dots 1900^{\circ}C$
Поправка на степень черноты в водяного пара	$\xi_{H_2O}$	2- мерная	1. Произв едение парциаль ного давления $H_2O$ (кПа) на эффектив ную длину луча (м) 2. Парциальное давление в водяного пара (м).	$p_{H_2O} \cdot l_{эф}$ 14,7 ..294 кПа·м $p_{H_2O}=10 \dots 60$ кПа
Удельная энтальпия рассматриваемых марок стали	$i$	1-мерная	Температура металла	$t=0 \dots 1300^{\circ}C$
Кoeffициент теплопроводности рассматриваемых марок стали	$\lambda$	1-мерная	Температура металла	$t=0 \dots 1300^{\circ}C$
коэффициент усреднения теплового потока при нагреве изделий по режиму $t_{печь} = const$	$K_2$	1-мерная	Число Био, посчитанное для конкретной геометрии заготовки и условий теплообмена	$Bi=0 \dots 40$
Теплоемкости газов (углекислота, водяной пар, азот, кислород)	$c_{CO_2}$ $c_{H_2O}$ $c_{N_2}$ $c_{O_2}$	1-мерная	Температура газов	$t=0 \dots 2200^{\circ}C$

При создании блока для расчета нагрева заготовок были использованы стандартные подходы с привлечением разработанных интерполяционных зависимостей.

Операция выравнивания температурного поля заготовок не выделяется отдельно на многих диаграммах термообработки. Так, усреднения температурного поля после нагрева в некоторой мере можно достичь в течение операции нагрева за счет постепенного снижения величины греющего теплового потока [123]. Использование операции выравнивания, предполагающей автоматическое поддержание температуры поверхности металла на заданном постоянном уровне за счет выбора и установления в каждый момент времени необходимого значения температуры греющей среды, позволяет более эффективно решать задачу усреднения температурного поля заготовок. Операция прекращается по достижении заданного остаточного перепада между поверхностью и центром заготовки.

Для расчета этой операции автором предложена следующая методика. Определяем величины начальной и конечной плотностей теплового потока, которые необходимо подводить к поверхности заготовки:

$$q_{v1} = \frac{(t_{p1}^v - t_{c1}^v) \cdot k_2 \cdot \lambda(t_{sm1}^v)}{r_3};$$

$$q_{v2} = \frac{\Delta t_{ост}^v \cdot k_2 \cdot \lambda(t_{sm2}^v)}{r_3},$$
(6.1)

где  $r_3$  – радиус круглого расчетного сечения заготовки, м;  
 $t_{p1}^v, t_{c1}^v, t_{sm1}^v$  – температуры поверхности, центра заготовки и среднemasсовая температура в начале периода выравнивания, °С;  
 $t_{sm2}^v$  – среднemasсовая температура заготовки в конце периода выравнивания, °С;  
 $\Delta t_{ост}^v$  – заданный остаточный перепад между центром и поверхностью заготовки в конце периода выравнивания, °С.

Далее определяется среднелогарифмическая плотность теплового потока:

$$q_{cp} = \frac{q_{v1} - q_{v2}}{\ln\left(\frac{q_{v1}}{q_{v2}}\right)}. \quad (6.2)$$

И на основании метода тепловой диаграммы определяем полное время обработки  $\tau = \frac{r_3 \cdot \rho \cdot (i(t_{sm2}^v) - i(t_{sm1}^v))}{k_1 \cdot q_{cp}}$ , где  $k_1$  – коэффициент материальной нагрузки.

Температура греющей среды в каждый момент времени определяется, исходя из обеспечения заданной плотности теплового потока к поверхности металла при его постоянной заданной температуре.

Расход топлива на реализацию выравнивания после нагрева определяется на основании времени обработки, среднелогарифмической плотности теплового потока и коэффициента использования топлива, определенного для средней температуры продуктов сгорания в камере печи.

Расчет выравнивания после охлаждения проводится принципиально также, как и в случае выравнивания после нагрева с той разницей, что тепло отводится от заготовки.

Для расчета охлаждения заготовок с печью предложено воспользоваться подходом, основанным на анализе всех термических сопротивлений на пути распространения тепла от поверхности заготовок к окружающей среде. Особенности теплообмена в камере запертой печи позволяют заключить, что итоговое термическое сопротивление лучистой и конвективной передаче тепла от заготовок к внутренней поверхности футеровки камеры печи значительно меньше сопротивлений распространению тепла теплопроводностью через футеровку и может быть исключено из рассмотрения. Учет этого соображения, а также низких значений отводимых тепловых

потоков позволил для расчетной модели принять температуру поверхности заготовок равной температуре внутренней поверхности футеровки.

Таким образом, итоговый коэффициент теплопередачи вычисляется следующим образом:

$$k = \frac{1}{\frac{1}{\alpha_{\Sigma}} + \frac{s_1}{\lambda_1} + \frac{s_2}{\lambda_2}}, \quad (6.3)$$

где  $\alpha_{\Sigma}$  – итоговый коэффициент теплоотдачи от наружной поверхности футеровки в окружающую среду, Вт/(м<sup>2</sup>·К);

$s_1, s_2$  – толщины первого и второго слоев футеровки, м;

$\lambda_1, \lambda_2$  – коэффициенты теплопроводности первого и второго слоев футеровки соответственно, Вт/(м·К).

Тогда общее количество тепла, отводимое через футеровку печи в начале и конце периода остывания с печью, составит:

$$\begin{aligned} Q_{ph1} &= k \cdot F_{кл} \cdot (t_{p1}^{ph} - t_{oc}); \\ Q_{ph2} &= k \cdot F_{кл} \cdot (t_{p2}^{ph} - t_{oc}), \end{aligned} \quad (6.4)$$

где  $F_{кл}$  – поверхность футеровки печи, м<sup>2</sup>;

$t_{p1}^{ph}, t_{p2}^{ph}$  – температуры поверхности заготовок в начале и конце периода охлаждения с печью, °С;

$t_{oc}$  – температура окружающей среды, °С.

Плотность теплового потока, отводимого от поверхности заготовок в начале и конце периода, составит:

$$\begin{aligned} q_{ph1} &= \frac{Q_{ph1}}{F_M}; \\ q_{ph2} &= \frac{Q_{ph2}}{F_M}, \end{aligned} \quad (6.5)$$

где  $F_M$  – наружная поверхность нагреваемых тел, м<sup>2</sup>.

Далее при помощи зависимости типа (4.2) находим среднелогарифмическую плотность теплового потока,



отводимого от поверхности заготовок, и с помощью метода тепловой диаграммы определяем время реализации операции, пренебрегая при этом в виду малого значения отводимых тепловых потоков температурным перепадом по толщине заготовки и принимая среднемассовую температуру равной температуре поверхности.

Для расчета процесса охлаждения заготовок воздухом разработан следующий подход. Поскольку коэффициент теплоотдачи от поверхности заготовок к охлаждающему воздуху, как правило, достаточно условно принимается из диапазона реальных значений без использования конкретных критериальных зависимостей, которые соответствовали бы схеме загрузки заготовок, подачи воздуха и т.д., предложено выбранное значение коэффициента теплоотдачи относить к действующей температуре воздуха в печи, которая представляет собой среднее арифметическое от температур входа и выхода воздуха из печи.

Плотность теплового потока, отводимого от заготовок в конце периода воздушного охлаждения, определяется на основании заданного остаточного температурного перепада между поверхностью и центром:

$$q_{a2} = \frac{\Delta t_{ост}^a \cdot k_2 \cdot \lambda(t_{sm2}^a)}{r_3}, \quad (6.6)$$

где  $\Delta t_{ост}^a$  – остаточный температурный перепад в конце операции, °С;

$t_{sm2}^a$  – среднемассовая температура заготовок в конце операции, °С.

Тогда температура воздуха, покидающего печь, в конце периода составит:

$$t_{a2} = \left( -q_{a2} / \alpha_m + t_{p2}^a \right) \cdot 2 - t_{oc}, \quad (6.7)$$

где  $\alpha_m$  – коэффициент теплоотдачи от поверхности заготовок к охлаждающему воздуху, Вт/(м<sup>2</sup>·К);

$t_{p2}^a$  – температура поверхности заготовок в конце операции воздушного охлаждения, °С.

Расход воздуха для реализации операции определяется следующим образом:

$$V_a = \frac{F_m \cdot \alpha_m \cdot (t_{p2}^a - \frac{t_{a2} + t_{oc}}{2})}{c_a \cdot (t_{a2} - t_{oc})}, \quad (6.8)$$

где  $F_m$  – наружная поверхность заготовок, м<sup>2</sup>;

$c_a$  – теплоемкость воздуха, Дж/(м<sup>3</sup>·К).

Тогда температура воздуха, покидающего печь, в начале периода воздушного охлаждения составит:

$$t_{a1} = \frac{V_a \cdot c_a \cdot t_{oc} + F_m \cdot \alpha_m \cdot t_{p1} - F_m \cdot \alpha \cdot t_{oc} / 2}{V_a \cdot c_a + F_m \cdot \alpha / 2}, \quad (6.9)$$

а плотность теплового потока, отводимого от поверхности заготовки в начале периода, составит:

$$q_{a1} = \alpha_m \cdot \left( t_{p1}^a - \frac{t_{a1} + t_{oc}}{2} \right). \quad (6.10)$$

Среднелогарифмическую плотность теплового потока находим при помощи зависимости типа (6.2), а полное время операции – на основании метода тепловой диаграммы.

В предложенной методике для расчета операции воздушного охлаждения, в отличие от работы [123], не учитывается охлаждение футеровки, что, по мнению автора, вполне допустимо для современных камерных печей, у которых внутренний слой футеровки выполнен из керамоволокна, так как из-за малой массы нагретой части футеровки (по сравнению с массой заготовок) доля тепла, отводимого от нее воздушным охлаждением, во много раз меньше тепла, отводимого от металла.

#### *Организация взаимодействия между расчетными модулями*

Для организации взаимодействия между расчетными модулями использован следующий принцип – данные о

температурном поле, полученные в результате предыдущего расчета, являются исходными данными для последующего расчета. В качестве характеристик температурного поля используются три значения температуры: температура центра заготовок, поверхности и среднемассовая температура:

$$t_{p2}^{i-1} = t_{p1}^i;$$

$$t_{c2}^{i-1} = t_{c1}^i;$$

$$t_{sm2}^{i-1} = t_{sm1}^i.$$

На основании предложенных подходов создан расчетный комплекс в математическом пакете MathCAD и его использование опробовано для условий ряда машиностроительных предприятий Украины, реализующих нагрев и термообработку массивных заготовок в печах камерного типа. В результате зафиксирована достаточная для инженерных расчетов точность и информативность.

Таким образом, в данном пункте рассмотрено создание расчетных комплексов для изучения нагрева и термообработки заготовок в печах. При этом отработан подход для автоматической интерполяции вспомогательных величин, уточнен алгоритм расчета операций выравнивания температурного поля заготовок, охлаждения с печью и воздушного охлаждения. Предложен способ для организации взаимодействия между расчетными модулями.

## 6.2 Использование математической модели тепловой обработки металла в печах

Вопросы создания и подтверждения адекватности математической модели непрерывной разливки стали и тепловой обработки заготовок в печах детально рассмотрены во второй главе. Ниже проанализирован спектр дополнительных

возможностей такой модели помимо показанных во второй главе подходов к определению температурного поля металла и темпа изменения температуры.

Так, совместное решение уравнений, описывающих тепловое состояние металла и футеровки, позволяет получить изменение температурного поля футеровки. В процессе тепловой обработки металла для исходных данных, задействованных для получения результатов на рис. 2.9, при толщине однослойной керамоволокнистой футеровки толщиной 200 мм получено изменение температурного состояния футеровки во времени (рис. 6.1). Кривые 1 и 2 соответствуют температурам на внутренней и наружной поверхностях футеровки. Другие кривые описывают изменение температур для слоев, лежащих через каждые 22 мм.

Изменение важных для правильной настройки технологии и контроля ее протекания параметров (плотность лучистого теплового потока, расход газа, тепловые потери через футеровку) в течение нагрева представлено на рис. 6.2.

Для вычисления текущего расхода газа используется следующий подход:

$$B = \frac{1}{Q_n^p} \cdot \left( \frac{q \cdot F_M}{\eta_T} + \frac{Q_{\text{пот}}}{\eta_T} \right),$$

где  $\eta_T$  – текущее значение коэффициента использования топлива, вычисленное для текущего значения температуры продуктов сгорания, покидающих камеру печи.

Особый интерес представляет информация на рис. 6.2в. Она учитывает как потери тепла на аккумуляцию, так и непосредственно в окружающую среду. Для этого в качестве величины текущих тепловых потерь используется тепловой поток на внутренней поверхности футеровки, вычисленный на основании ее температурного поля, определенного при помощи математической модели:

$$Q = \frac{t_f[m] - t_f[m-1]}{\Delta x_f} \cdot \lambda_f \cdot F_f,$$

где  $t_f[m]$ ,  $t_f[m-1]$  – температура футеровки на внутренней поверхности и на расстоянии  $\Delta x_f$  от поверхности, что соответствует первому узлу сетки возле поверхности, соответственно, °С;

$\lambda_f$  – коэффициент теплопроводности материала футеровки, вычисленный для температуры  $(t_f[m] + t_f[m-1])/2$ , Вт/(м·К);

$F_f$  – площадь внутренней поверхности футеровки, м<sup>2</sup>.

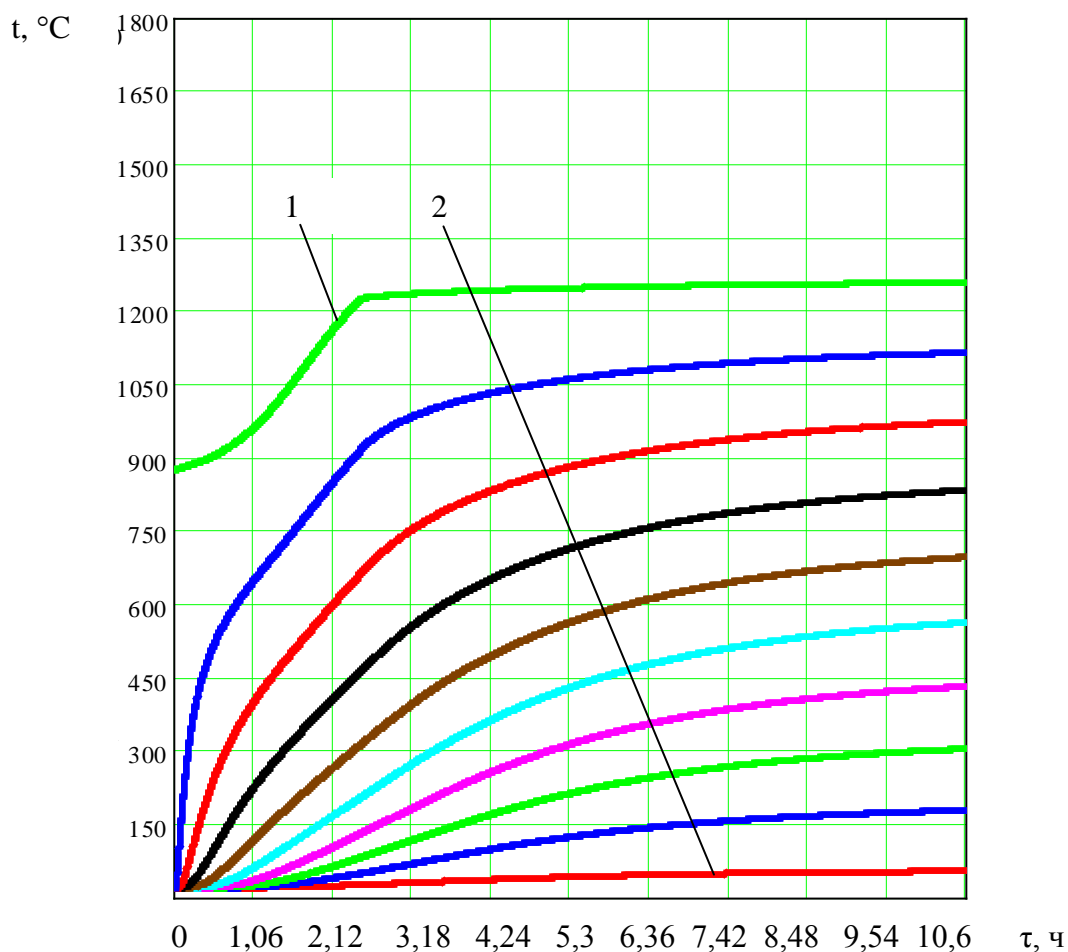


Рисунок 6.1 – Результаты расчета температурного поля однослойной футеровки из керамоволокна в течение нагрева (1 – температура внутренней поверхности футеровки; 2 – температура наружной поверхности футеровки)

Анализ результатов численных экспериментов, полученных как для приведенных выше, так и для других наборов исходных

данных, в достаточной мере соответствуют практическим данным по нагреву заготовок в камерных печах.

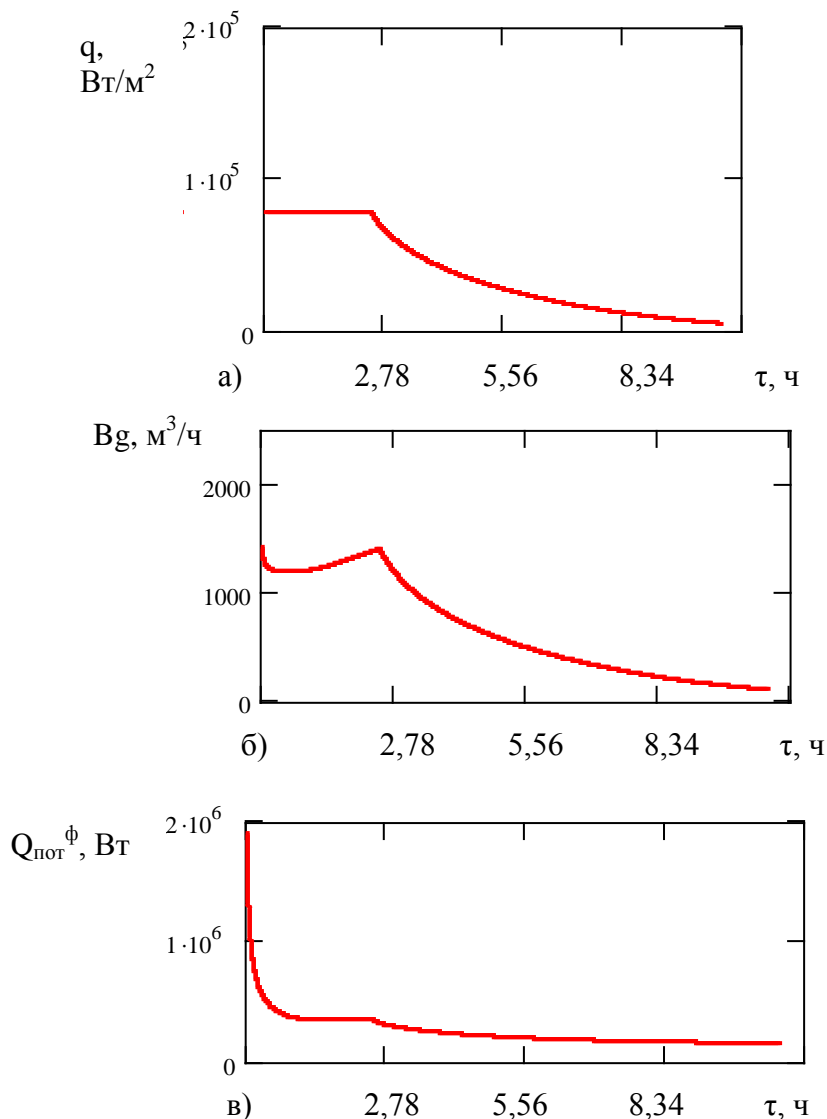


Рисунок 6.2 – Изменение тепловых параметров нагрева заготовок во времени (а – лучистый тепловой поток, б – расход газа, в – тепловые потери через футеровку)

Рассмотрим пример использования разработанных подходов и математической модели для изучения процессов охлаждения заготовок в печи. В качестве характеристик камеры печи и нагреваемых заготовок принимаем те же значения, что применялись выше для моделирования процессов нагрева. Рассмотрим охлаждение стальных заготовок в диапазоне среднемассовых температур 650-470 °С. В качестве

охлаждающей среды используется воздух, на основании литературных данных [127] для омыwania металла принято значение коэффициента конвективной теплоотдачи  $20 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$ . Для омыwania футеровки предложено взять вдвое меньшее значение –  $10 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$ . В качестве действующей температуры охлаждающей среды в печи используется среднее арифметическое от текущего значения температуры воздушной среды, заполняющей печь и температуры свежего воздуха, подаваемого в печь.

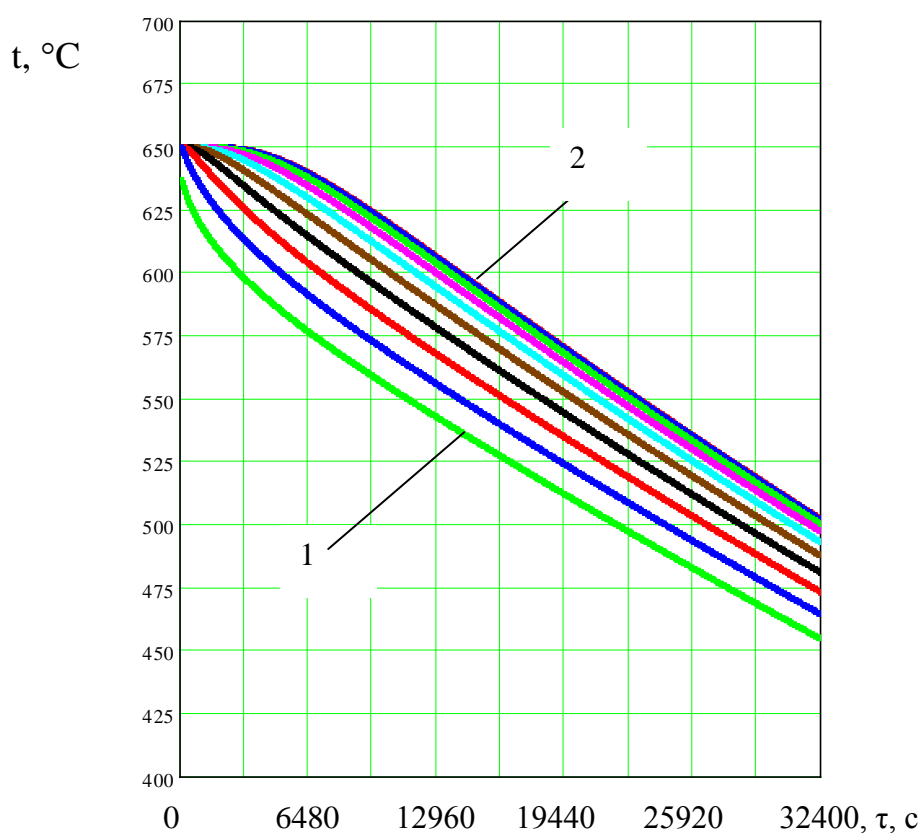


Рисунок 6.3 – Температурное поле металла в процессе охлаждения от среднемассовой температуры  $650 \text{ °C}$  до температуры  $450 \text{ °C}$  (кривые 1 и 2 соответствуют точкам на поверхности заготовки и ее оси соответственно)

Расчетное время охлаждения, определенное при помощи математической модели, составило  $10,0$  часов, что в пределах пятипроцентной погрешности согласуется с результатами расчета по аналитической методике, предложенной в подразделе 6.1, и практическими данными.

Результаты моделирования температурного поля металла и футеровки, охлаждаемых в рассмотренном примере, полученные при помощи разработанной математической модели, приведены на рис. 6.3 и рис 6.4.

Таким образом, в данном подразделе на конкретных примерах проиллюстрированы аспекты использования математической модели тепловой обработки металла в печах, расширяющие информативность получаемых результатов и возможность их применения для прецизионной настройки и управления работой конкретных агрегатов.

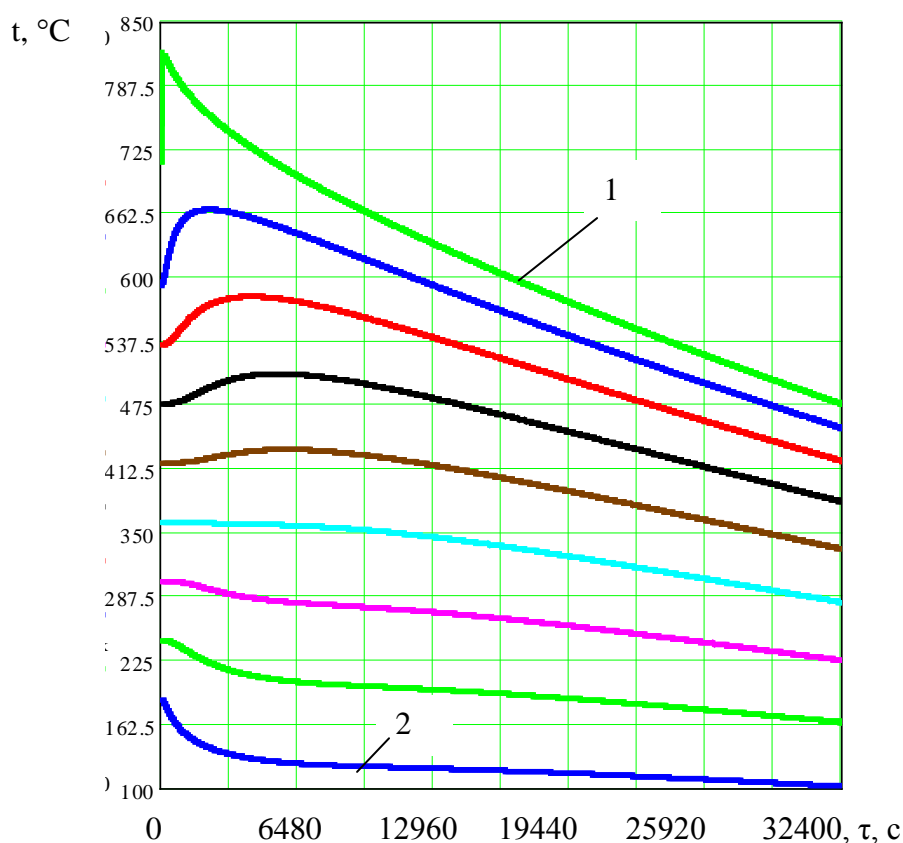


Рисунок 6.4 – Температурное поле футеровки печи в процессе охлаждения металла от среднemasсовой температуры 650 °C до температуры 470 °C (кривые 1 и 2 соответствуют точкам внутренней и наружной поверхности футеровки соответственно)



6.3 Экономия затрат на топливо для нагрева металла в печах за счет замены природного газа искусственными газами

6.3.1 Общие положения по замене природного газа искусственными газами

Природный газ представляет собой газообразное топливо, характеризующееся рядом свойств, позволяющих достигать при его использовании для отопления теплотехнических и теплоэнергетических агрегатов высокие технико-экономические показатели. К таковым следует отнести значение низшей теплоты сгорания на уровне 31-37 МДж/м<sup>3</sup>, калориметрическую температуру сжигания в холодном воздухе порядка 1900 °С, низкое содержание балластных компонентов (СО<sub>2</sub>, N<sub>2</sub>), относительно высокий уровень чистоты по серосодержащим соединениям. К недостаткам использования природного газа следует отнести его высокую стоимость и отсутствие достаточного количества украинских запасов.

Металлургические предприятия, являющиеся одними из основных потребителей топливно-энергетических ресурсов (и газообразного топлива в частности), в то же время представляют собой предприятия с внутренними источниками газа. В общем случае на металлургическом предприятии полного цикла образуются следующие искусственные газы: доменный, как побочный продукт производства чугуна; коксовый, как побочный продукт производства кокса; ферросплавный, как побочный продукт производства некоторых ферросплавов. Использование коксового и доменного газа в качестве топлива (или как компонента топливной смеси) известно давно. Большая часть аспектов этого вопроса глубоко проработана как теоретически, так и практически.

Ниже систематизирован ряд положений об использовании искусственных газов для отопления нагревательных агрегатов в качестве единственного или добавочного компонента.

Имеется мнение, согласно которому для замены природного газа на топливную смесь, частично или полностью состоящую из искусственных газов, достаточно руководствоваться коэффициентом замены, представляющим собой отношение теплот сгорания заменяемого и замещающего газов. Такой подход в общем случае гарантирует поступление в камеру агрегата требуемого количества тепла, однако это не означает, что нагрев металла будет реализовываться с заданной скоростью.

Проблема в том, что для реализации нагрева необходимо не только выделение заданного количества тепла, но и создание условий для его передачи к нагреваемому металлу; таковые определяются радиационными характеристиками среды, заполняющей камеру печи; схемой и скоростями движения продуктов сгорания; значением калориметрической температуры горения топлива и т.д.

Таким образом, для решения вопроса о том, каким будет расход топлива, замещающего природный газ, необходим полный расчет процесса нагрева металла с использованием характеристик предлагаемого топлива (состава) и особенностей сжигания (значение коэффициента расхода воздуха, конструктивные особенности газогорелочных устройств).

Для автоматизированного решения проблем замены природного газа в данной работе разработан расчетный комплекс, включающий в себя:

- программу расчета горения топлива произвольного состава, позволяющую определять расходы воздуха, продуктов сгорания, их состав, проверять материальный баланс процесса горения, вычислять калориметрическую температуру горения. Разработанная программа выполнена в виде автоматического расчета в пакете MathCAD;

- программа для расчета нагрева металла в печах, базирующаяся на известных аналитических методиках с набором усовершенствований, рассмотренных в подразделе 6.1.

Разработанная программа выполнена в виде автоматического расчета в пакете MathCAD;

– в качестве более точного решения задачи расчета процесса нагрева металла в печах может быть использована математическая модель, базирующаяся на решении дифференциального уравнения нестационарной теплопроводности, детально разработанная во второй главе.

### 6.3.2 Производство генераторных газов из твердого топлива

В качестве топлива для нагрева металла в печах для предприятий, не имеющих внутренних источников газообразного топлива, для замены природного газа может быть использован генераторный газ, произведенный из твердого топлива. Такой подход является перспективным для Украины как государства, обладающего значительными запасами каменного угля.

В основе газификации лежит неполное горение топлива (при недостатке кислорода), либо реагирование углерода с углекислотой или водяным паром с целью получения горючих газов [207-209].

Простейший способ газификации представлен на рисунке 6.5. Куски топлива поступают сверху через загрузочное устройство; снизу через зазоры в чугунной колосниковой решетке подаются воздух и водяной пар. В нижней части зоны II, расположенной над слоем золы и шлака I, происходит неполное горение топлива при недостатке кислорода. Поскольку в этой зоне расходуется почти весь  $O_2$ , ее называют кислородной. Зона золы и шлаков I, примыкающая непосредственно к колосниковой решетке, играет роль засыпки, которая выравнивает распределение дутья и защищает колосники от перегрева. Продукты горения углерода, которые содержат в большей степени  $CO_2$  и в меньшей  $CO$ , поступают в зону восстановления III. Здесь углекислота и водяной пар вступают в реакцию с углеродом кокса, раскаленного за счет тепла, которое выделилось

в кислородной зоне. В результате реакций  $\text{CO}_2$  и  $\text{H}_2\text{O}$  с углеродом топлива образуются  $\text{CO}$  и  $\text{H}_2$ , которые смешиваются с азотом воздуха и неразложившейся частью  $\text{CO}_2$ . Смесь газов, которая образовалась, поднимается вверх через вышележащие слои топлива и нагревает его своим теплом. Нагретое без доступа кислорода при температуре  $500\text{-}600^\circ\text{C}$  топливо претерпевает сложное видоизменение своей внутренней структуры, которое называется сухой перегонкой или полукоксованием. При этом происходит выделение летучих газов, которые присоединяются к потоку газов, идущих из зоны восстановления.

В качестве летучих газов в зоне возгонки выделяются:  $\text{H}_2\text{S}$ ,  $\text{CH}_4$ ,  $\text{N}_2$ ,  $\text{CO}_2$ ,  $\text{H}_2\text{O}$ . Их выход ( $\text{м}^3/\text{кг}$ ) можно рассчитать по следующим формулам [210]:

$$V_{\text{H}_2\text{S}} = 0.007 \cdot k_s \cdot S^p;$$

$$V_{\text{CH}_4} = 0.056 \cdot H^p - 0.0035 \cdot k_s \cdot S^p;$$

$$V_{\text{N}_2} = 0.008 \cdot N^p;$$

$$V_{\text{CO}_2} = 0.007 \cdot O^p;$$

$$V_{\text{H}_2\text{O}} = 0.0124 \cdot W^p,$$

где  $C^p$ ,  $H^p$ ,  $N^p$ ,  $O^p$ ,  $S^p$ ,  $W^p$  – содержание углерода, водорода, азота, кислорода, серы, влаги в рабочем составе топлива соответственно;

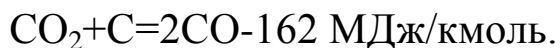
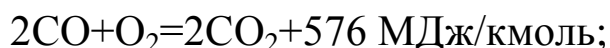
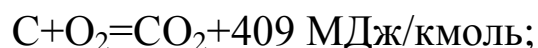
$k_s$  – коэффициент, характеризующий распределение серы между соединениями. Принимается равным  $0,1\text{-}0,5$ .

В вышележащей зоне сушки  $V$  слой топлива подсушивается за счет физического тепла газов, покидающих установку. Негорючие остатки топлива в виде шлаков удаляются с колосниковой решетки в ванную с водным затвором.

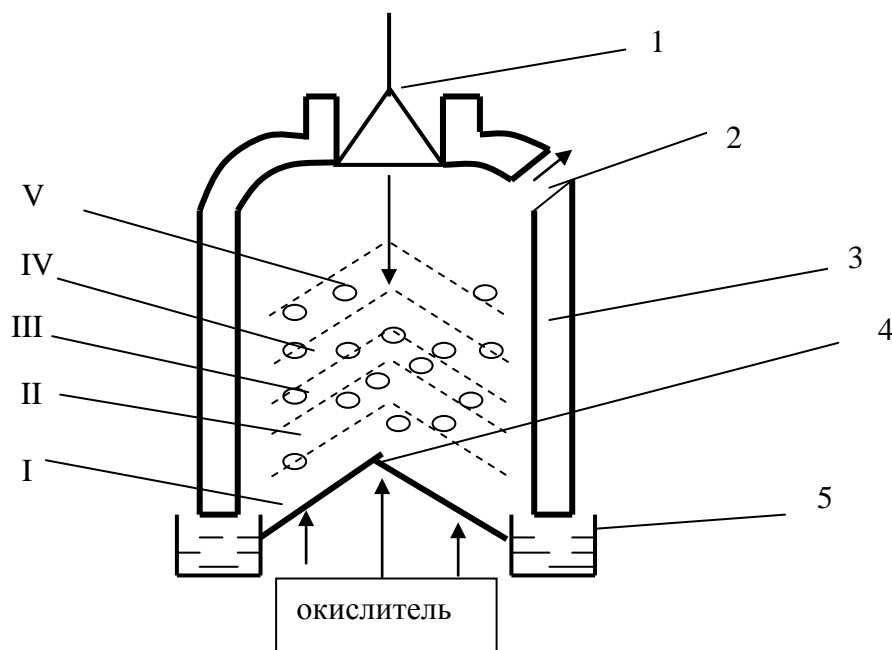
Приведенное выше деление пространства газогенератора на зоны является достаточно условным, потому что процессы в нем идут параллельно и могут накладываться друг на друга.

В зависимости от состава дутья генераторные газы разделяют на 4 группы: воздушный, водяной, смешанный, парокислородный [207-210].

*Воздушный газ.* При газификации сухим воздухом получают воздушный газ. При этом в газогенераторе идут следующие реакции:



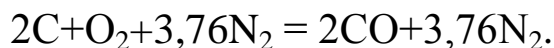
Первые две реакции идут преимущественно в зоне горения и протекают до конца. Две последние происходят в зоне газификации и являются обратимыми.



1 – загрузочное устройство; 2 – отвод газов; 3 – шахта газификации; 4 – колосниковая решетка; 5 – гидрозатвор.

Рисунок 6.5 – Схема газогенератора

Уравнение процесса получения идеального генераторного газа, описывающее явления, протекающие в зоне газификации, можно представить в следующем виде:



Тогда выход газа с одного килограмма углерода согласно уравнению газификации составит:

$$V_z = \frac{V_{CO} + V_{N_2}}{2M_C} \cdot 22,4 = \frac{2 + 3,76}{2 \cdot 12} \cdot 22,4 = 5,38, \text{ м}^3 / \text{кг},$$

где  $V_{CO}$ ,  $V_{N_2}$  – объемы окиси углерода и азота в генераторном газе,  $\text{м}^3$ ;

$M_C = 12$  – молярная масса углерода,  $\text{кг/кмоль}$ .

Состав воздушного генераторного газа, %:

$$CO = \frac{100 \cdot V_{CO}}{V_{CO} + V_{N_2}} = \frac{2}{2 + 3,76} = 34,7;$$

$$N_2 = \frac{100 \cdot V_{N_2}}{V_{CO} + V_{N_2}} = \frac{3,76}{2 + 3,76} = 65,3.$$

Теплота сгорания воздушного газа,  $\text{МДж/м}^3$ :

$$Q_n^p = \frac{Q_{CO} \cdot CO}{100} = \frac{12,8 \cdot 34,7}{100} = 4,44,$$

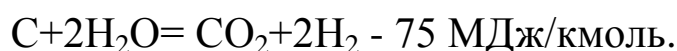
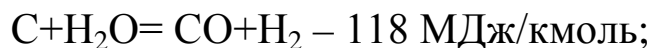
где  $Q_{CO}$  – теплота сгорания окиси углерода,  $\text{МДж/м}^3$ .

Коэффициент полезного действия газификации при получении воздушного генераторного газа, %:

$$\eta = \frac{V_z \cdot Q_n^p}{(Q_n^p)_{уг}} \cdot 100 = \frac{5,38 \cdot 4,44}{34,1} \cdot 100 = 70,$$

где  $(Q_n^p)_{уг} = 34,1$  – теплота сгорания углерода,  $\text{МДж/кг}$ .

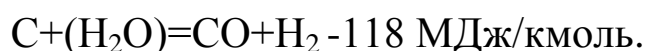
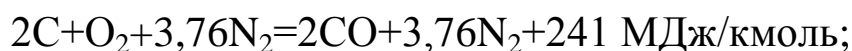
*Водяной газ.* При продувке через раскаленный слой углерода водяного пара получаем водяной газ по следующим реакциям:



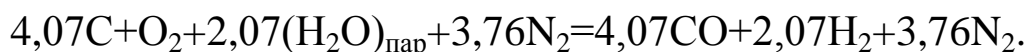
Обе эти реакции являются эндотермическими, поэтому процесс газификации по такой схеме не может идти без подвода тепла. Поэтому в газогенератор подают поочередно воздушное и паровое дутье. Период воздушной продувки называют фазой воздушного или горячего дутья. Газ, который получают при этом, выбрасывают в атмосферу. Период продувки паром называют

фазой парового дутья или периодом газования. Совокупность двух фаз составляет рабочий цикл газификации. Состав водяного газа при этом следующий, %:  $H_2$  до 50;  $CH_4$  до 6;  $CO$  до 40;  $CO_2$  – 6;  $N_2$  – 2;  $Q_n^p$  – 10-11 МДж/м<sup>3</sup>. КПД газификации в реальных условиях не превышает 60-65% из-за потерь тепла с продувочными газами. Водяной газ самостоятельного значения как промышленное топливо не получил.

*Смешанный газ.* При использовании как дутья смеси водяного пара с воздухом получают паровоздушный газ. При этом удельный расход воздуха составляет 2,2 – 2,8 м<sup>3</sup>/кг угля, удельный расход пара 0,2 – 0,5 кг/кг угля. При этом протекают следующие реакции:



В идеальных условиях с целью приведения к нулю суммарного теплового эффекта обеих реакций на 2 кмоль углерода в первой реакции следует принять  $241/118=2,07$  кмоль углерода во второй реакции. Тогда общее уравнение процесса будет иметь вид:



Выход смешанного газа, м<sup>3</sup>/кг угля:

$$V_2 = \frac{V_{CO} + V_{H_2} + V_{N_2}}{4,07 \cdot M_C} \cdot 22,4 = \frac{4,07 + 2,07 + 3,76}{4,07 \cdot 12} \cdot 22,4 = 4,55,$$

где  $V_{CO}$ ,  $V_{H_2}$ ,  $V_{N_2}$  – объемы окиси углерода, водорода и азота в генераторном газе, м<sup>3</sup>.

Состав смешанного газа, %:

$$CO = \frac{100 \cdot V_{CO}}{V_{CO} + V_{H_2} + V_{N_2}} = \frac{100 \cdot 4,07}{4,07 + 2,07 + 3,76} = 41,0;$$

$$H_2 = \frac{100 \cdot V_{H_2}}{V_{CO} + V_{H_2} + V_{N_2}} = \frac{100 \cdot 2,07}{4,07 + 2,07 + 3,76} = 20,9;$$

$$N_2 = \frac{100 \cdot V_{N_2}}{V_{CO} + V_{H_2} + V_{N_2}} = \frac{100 \cdot 3,76}{4,07 + 2,07 + 3,76} = 38,1.$$

Теплота сгорания идеального смешанного газа, МДж/м<sup>3</sup>:

$$Q_n^p = \frac{Q_{CO} \cdot CO + Q_{H_2} \cdot H_2}{100} = \frac{12,8 \cdot 41 + 10,8 \cdot 20,9}{100} = 7,5,$$

где  $Q_{CO}$ ,  $Q_{H_2}$  – теплоты сгорания окиси углерода и водорода, МДж/м<sup>3</sup>.

КПД газификации, %:

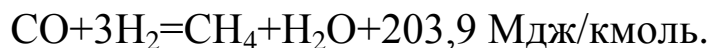
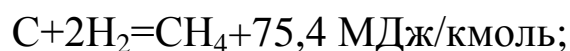
$$\eta = \frac{V_2 \cdot Q_n^p}{(Q_n^p)_{угл}} \cdot 100 = \frac{4,55 \cdot 7,5}{34,1} \cdot 100 = 100.$$

Состав реального смешанного газа, %:

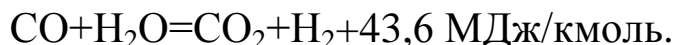
H<sub>2</sub> – 15; CH<sub>4</sub> – 25; CO – 25; CO<sub>2</sub> – 15; N<sub>2</sub> – 40-60.

*Парокислородный газ.* Для увеличения коэффициента полезного действия газогенератора иногда в качестве дутья применяют парокислородную смесь. КПД возрастает с 40-60% до 70-80%. Теплота сгорания полученного газа повышается до 10 МДж/м<sup>3</sup>. Состав парокислородного газа, %: H<sub>2</sub> до 40; углеводородов до 5; CO – 30-40; CO<sub>2</sub> – 20; N<sub>2</sub> – 4-20 [207-210].

Проведение процесса газификации под повышенным давлением согласно принципу Ле-Шателье смещает равновесие реакций в сторону появления в генераторном газе более высокомолекулярных соединений. Кроме реакций образования окиси углерода и водорода в шахте газогенератора интенсивно происходит образование метана по уравнениям:



Кроме того, усиливается образования окиси углерода по уравнению:



В результате промывания водой при повышенном давлении большая часть двуокиси углерода удаляется и теплота сгорания газа за счет увеличения содержания метана повышается до 16,5 МДж/м<sup>3</sup> и выше. Такой газ может успешно транспортироваться на значительные расстояния за счет избыточного давления на



выходе из газогенераторной установки. Однако процесс газификации под давлением сопровождается выделением значительного количества смол.

На сегодня существует значительное количество различных высокоэффективных технологий газификации топлива [207, 211-214]. При определенных условиях использование генераторного газа, полученного из угля, оказывается более экологичным решением, чем сжигание угля как топлива напрямую [215].

В работах [216, 217] предложено две методики для расчета процессов, протекающих в зоне газификации. Итоговый состав газа, покидающего газогенераторную установку, определяется в результате физического и расчетного соединения продуктов, идущих из зоны газификации, с летучими газами.

*Методика расчета газификации, позволяющая учесть влияние давления газообразной среды на показатели процесса*

Такой подход необходим для изучения процессов, протекающих под значительным давлением, например, парокислородного процесса газификации. Данный метод легко привязывается к конкретной конструкции за счет использования величин температур в начале и конце восстановительной зоны, определяющих значения констант равновесия  $K_{p1}$  и  $K_{p2}$  (константы равновесия реакций водяного газа и реагирования  $\text{CH}_4$  и  $\text{CO}_2$ ).

Уступая математическим моделям на основе дифференциального описания процессов в точности и полноте предоставляемой информации, предложенный подход выигрывает в относительной простоте, большой скорости вычислений и при этом удовлетворяет требованиям, предъявляемым к инженерным расчетам.

Его суть заключается в том, что все многообразные процессы, протекающие в окислительной и восстановительной зонах, заменяются суммарным балансовым уравнением вида:

$$C + x \cdot O_2 + x \cdot \left(\frac{1-k}{k}\right) \cdot N_2 + y \cdot H_2O =$$

$$= a \cdot CO + b \cdot H_2 + c \cdot CH_4 + d \cdot CO_2 + e \cdot H_2O + x \cdot \left(\frac{1-k}{k}\right) \cdot N_2,$$

где  $x$ ,  $y$  – расход кислорода и водяного пара на газификацию 1 кмоль углерода, кмоль/кмоль;

$k$  – степень обогащения воздушной части дутья кислородом;

$a$ ,  $b$ ,  $c$ ,  $d$ ,  $e$  – выход соответствующих газов при газификации, кмоль/кмоль.

Величины  $x$ ,  $y$ ,  $k$ , характеризующие дутье, задаются в качестве исходных данных, а  $a$ ,  $b$ ,  $c$ ,  $d$ ,  $e$  – являются искомыми.

Для решения поставленной задачи составляем следующую систему уравнений:

1.  $a + c + d = 1$ ;
2.  $a + 2 \cdot d + e = 2 \cdot x + y$ ;
3.  $b + 2 \cdot c + e = y$ ;
4.  $\frac{d \cdot b}{a \cdot e} = K_{p1}$ ;
5.  $\frac{a^2 \cdot b^2}{c \cdot d} \cdot \frac{P_{общ}^2}{\sum V_{n2}^2} = K_{p2}$ ,

где уравнения (1), (2), (3) – являются балансовыми уравнениями по  $C$ ,  $O$ ,  $H$  соответственно; уравнение (4) – выражение константы равновесия для реакции водяного газа  $CO + H_2O = CO_2 + H_2$ ; уравнение (5) – выражение константы равновесия для реакции  $CH_4 + CO_2 = 2CO + 2H_2$ .

Решив приведенную выше систему уравнений, определяем объемный состав продуктов газификации, их теплоту сгорания, выход газов с 1 кг угля, расходные коэффициенты по пару, сжатому воздуху, кислороду.

При сопоставлении результатов, полученных с помощью этого метода, с практическими данными, приведенными в работах Гинзбурга Д.Б. и Дешалита Г.И. [208-210], установлено

их совпадение с абсолютной погрешностью до пяти процентов. Эти результаты также согласуются с данными, полученными при помощи других расчетных методов. Например, для парокислородной газификации кокса был произведен расчет состава очищенного генераторного газа по методу Гинзбурга Д.Б. и при помощи рассматриваемого в данной работе способа. Условия для расчета: давление дутья 20 атм, соотношение  $H_2O:O_2 = 85:15$ . Результаты сведены в табл. 6.2.

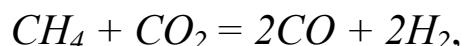
Рассматриваемый в этой работе метод несколько отличается от предложенных в упомянутых выше исследованиях. Он универсален для расчета процессов по получению смешанного газа с любой степенью обогащения воздушной части дутья кислородом и парокислородного газа, протекающих как под атмосферным, так и повышенным давлением.

Анализ зарубежного опыта использования газогенераторов небольшой мощности показывает, что зачастую использование высокого давления процесса, повышая калорийность генераторного газа, приводит к значительному росту капитальных вложений на сооружение установки (стоимость компрессоров, создающих высокие давления, может значительно превысить стоимость других элементов установки). Поэтому на практике в рамках сравнительно малых предприятий используются установки, работающие под давлением, приближенным к атмосферному.

Таблица 6.2 – Сравнение результатов расчета по разным методам

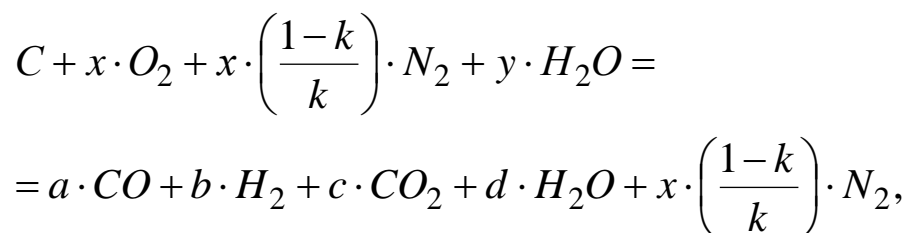
Компоненты неочищенного газа	Метод Гинзбурга Д.Б.	Метод, предлагаемый в данной работе
$H_2$ , %	21,5	20,1
$CO$ , %	15,8	17,22
$CH_4$ , %	11,8	11,25
$CO_2$ , %	26,8	23,57
$H_2O_2$ %	24,1	27,37

Ниже представлена более простая методика, не учитывающая реакцию:



протекающую под высоким давлением.

Основой методики является упрощенное представление процесса газификации в виде суммарного уравнения следующего вида:



где  $x, y$  – расход кислорода и водяного пара на газификацию 1 кмоль углерода, кмоль/кмоль;

$k$  – степень обогащения воздушной части дутья кислородом

$a, b, c, d$  – выход соответствующих газов при газификации, кмоль/кмоль углерода.

Величины  $x, y, k$ , характеризующие дутье, задаются в качестве исходных данных, а  $a, b, c, d$  – являются искомыми.

Для решения поставленной задачи составляем следующую систему уравнений:

1.  $a + c = 1;$
2.  $a + 2 \cdot c + d = 2 \cdot x + y;$
3.  $b + d = y;$
4.  $\frac{c \cdot b}{a \cdot d} = K_{p1},$

где уравнения (1), (2), (3) – являются балансовыми уравнениями по C, O<sub>2</sub>, H<sub>2</sub> соответственно; уравнение (4) – выражение константы равновесия для реакции водяного газа CO + H<sub>2</sub>O = CO<sub>2</sub> + H<sub>2</sub>.

Решив приведенную выше систему уравнений, определяем объемный состав продуктов газификации, их теплоту сгорания, выход газов с 1 кг угля, расходные коэффициенты по пару, сжатому воздуху, кислороду.

Для проведения необходимых вычислений необходимо определять значение константы равновесия реакции водяного газа в зависимости от температуры. Для этой цели удобно использовать простую расчетную зависимость вида  $\lg K_p = A/T + B$ , а не сложные полиномиальные уравнения или справочные данные, которые зачастую противоречат друг другу. Как следует из термодинамических исследований [218]:

$$\lg K_p = \frac{2162}{T} - 2,20.$$

Для исследования влияния температуры на процессы газификации произведем расчет состава генераторного газа в диапазоне температур от 727°С до 1127°С с шагом 100°С для следующих исходных данных:

- газифицируемый материал – коксовый остаток ( $C^p = 65\%$ ,  $A^p = 35\%$ );
- расходный коэффициент по кислороду 0,35 кмоль/(кмоль С);
- расходный коэффициент по пару 0,35 кмоль/(кмольС).

Результаты расчетов сведем в табл.6.3.

Как видно из расчетной таблицы, влияние температуры в зоне газификации выражено не очень ярко, но оптимум (к которому всегда нужно стремиться) следует ожидать в районе 850...950°С. Информация о значении оптимальной температуры позволяет правильно решить техническую задачу выбора места подачи пара и кислорода. Для наиболее полного и рационального использования его следует подводить в конце зоны активного неполного сжигания.

Таблица 6.3 – Варианты газификации твердого топлива в зависимости от температуры

Показатели	Температура процесса, °С				
	727	827	927	1027	1127
Кр	0,78	0,5	0,34	0,25	0,19
Состав газа,%:					
СО	36,14	36,4	36,52	36,06	36,4
Н <sub>2</sub>	12,55	12,28	12,17	12,62	12,28
СО <sub>2</sub>	1,31	1,05	0,94	1,39	1,05
Н <sub>2</sub> О	0,56	0,082	0,94	0,49	0,82
Н <sub>2</sub>	49,44	49,45	49,43	49,44	49,45
Q <sub>н</sub> <sup>р</sup> , МДж/м <sup>3</sup>	5,945	5,949	5,952	5,94	5,9
Выход газа м <sup>3</sup> /кг угля	3,24	3,24	3,24	3,24	3,24
Теоретический КПД процесса газификации,%	87,16	87,22	87,26	87,08	87,0

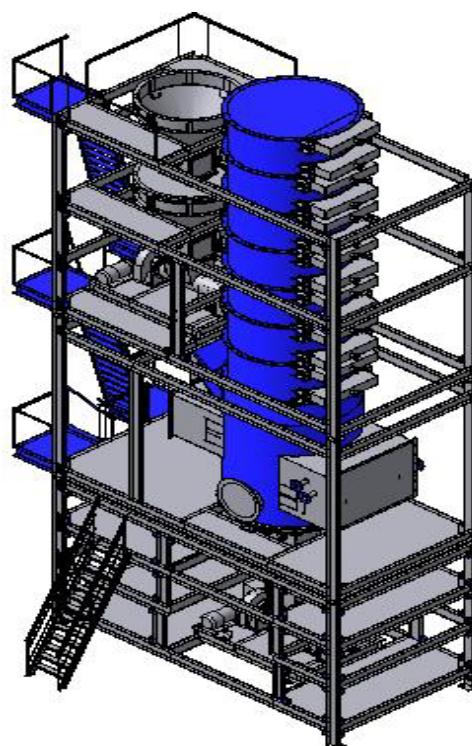


Рисунок 6.6 – Газогенератор (изометрия) на основе газификации угля в управляемом кипящем слое с использованием пульсирующей подачи парокислородного газифицирующего агента и пульсирующего давления в газоотводящем тракте

Предложенный метод расчета дает результаты, хорошо согласующиеся с практическими и теоретическими данными. В нем учитывается влияние реакции водяного газа, а также температуры восстановительной зоны на протекание процесса газификации.

Кравцовым В.В. разработан ряд современных компактных высокоэффективных конструкций для реализации газификации твердого топлива [219-221]. На рис 6.6 продемонстрирован общий вид газогенератора для газификации угля в управляемом кипящем слое с применением прогрессивного способа подачи дутьевого газифицирующего агента в слой горящего угля.

#### 6.4 Выводы

Рассмотрено создание расчетных комплексов для изучения нагрева и термообработки заготовок в печах, базирующихся на аналитических методиках. При этом отработан подход для автоматической интерполяции вспомогательных величин, уточнен алгоритм расчета операций выравнивания температурного поля заготовок, охлаждения с печью и воздушного охлаждения. Предложен способ для организации взаимодействия между расчетными модулями.

Проиллюстрированы аспекты использования созданной в работе математической модели для изучения процессов тепловой обработки заготовок в печах, расширяющие информативность получаемых результатов и возможность их применения для прецизионной настройки и управления работой конкретных агрегатов.

Рассмотрены общие моменты проработки замены природного газа как топлива на искусственные газы. Кратко проанализированы различные способы производства генераторного газа при газификации твердого топлива.

Предложены две методики для расчета процессов, протекающих в зоне газификации (одна из них позволяет учесть влияние давления; вторая описывает работу агрегатов, работающих под атмосферным давлением); приведены примеры их использования и сравнение результатов расчета по этим и известным методикам.



## ГЛАВА 7. ИМПУЛЬСНОЕ ОТОПЛЕНИЕ КАК ИНСТРУМЕНТ ДЛЯ СОКРАЩЕНИЯ РАСХОДА ТОПЛИВА

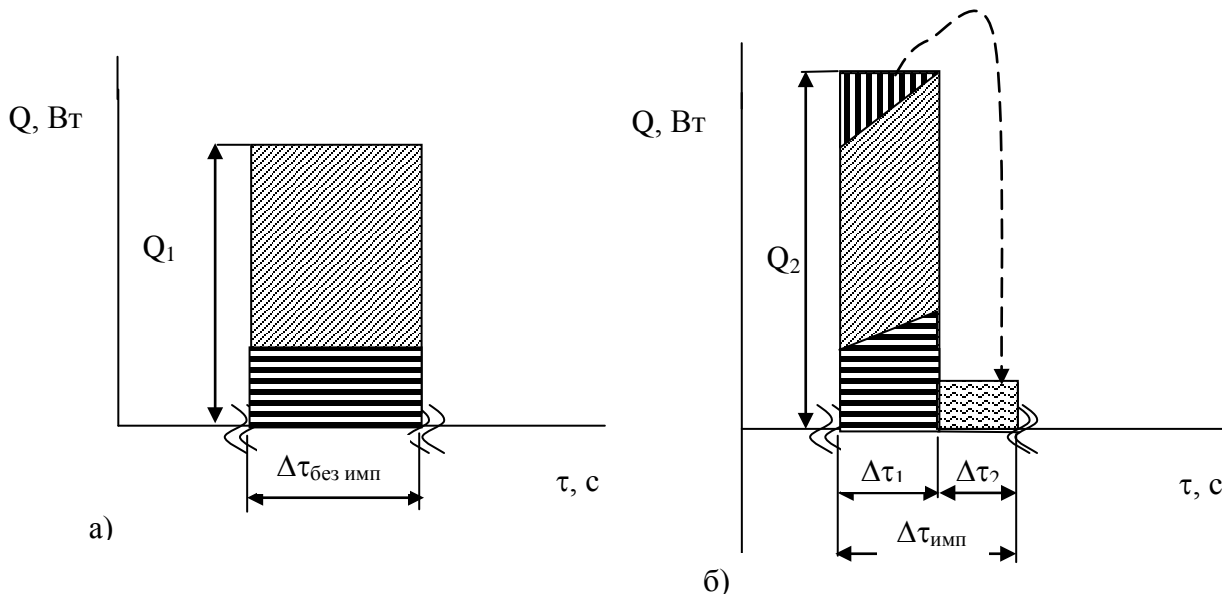
### 7.1 Сущность технологии импульсного отопления

В литературе есть множество сведений о различных технологиях импульсного отопления, позволяющих достигать экономию топлива [56-57, 128-129]. При этом на сегодня отсутствует стройное научное описание процессов, имеющих место при импульсном отоплении. Декларируемая экономия топлива от реализации этого мероприятия, согласно разным источникам, достигает, как правило, 10-15%.

Необходимо отметить исследования, проведенные творческой группой кафедры технической теплофизики Донецкого национального технического университета во главе с профессором Курбатовым Ю.Л. в области реализации импульсных режимов отопления нагревательных колодцев ОВГ и туннельных печей. Применительно к нагревательным колодцам сокращение расхода топлива на величину порядка 5% при использовании импульсного отопления достигалось за счет периодического изменения длины подковообразного факела и снижения несимметричности температурного поля заготовок по длине колодца, что позволило устранить пересиживание заготовок и, таким образом, сократить время нагрева [128, 129].

Техническая сущность импульсного отопления заключается в колебательном изменении расхода топлива (и соответственно, воздуха) по определенному временному закону или на основании сигналов датчиков системы АСУ ТП о достижении граничных значений некоторых величин (давления, температуры и т.д.) Крайним случаем импульсного процесса является технология с полным периодическим отключением топлива и запираанием печи, которая включает в себя следующие элементы:

- периодическое включение подачи газа (и воздуха) на горелки (полупериод подачи топлива);
- периодическое отключение подачи топлива (и воздуха) и запираение печи дымовым клапаном (полупериод отключения топлива).



а) фрагмент Q-τ диаграммы для обычного (безимпульсного) отопления рабочей камеры

б) фрагмент Q-τ диаграммы для волнового генератора температуры теплоносителя и периодического запираения печи

$\Delta\tau_{\text{безимп}}$  – анализируемый малый промежуток времени работы безимпульсного отопления;

$\Delta\tau_{\text{имп}}$  – анализируемый малый промежуток времени работы волнового генератора температуры;

$\Delta\tau_1$  – продолжительность полупериода подачи газа на горелки;

$\Delta\tau_2$  – продолжительность полупериода запираения печи;  $\Delta\tau_{\text{безимп}} = \Delta\tau_{\text{имп}} = \Delta\tau_1 + \Delta\tau_2$





-  – Тепло, которое в виде теплового потока передается нагреваемому материалу при включенных горелках
-  – Тепло с уходящими газами
-  – Тепло, идущее на подъем теплосодержания всего объема продуктов сгорания, заполняющих рабочую камеру
-  – Тепло, идущее на нагрев материала в полупериод работы с выключенными горелками

Рисунок 7.1 – Фрагмент сравнительной Q-τ диаграммы обычного отопления рабочей камеры и импульсного режима отопления с периодическим запираением печи

В полупериод подачи топлива происходит повышение температуры продуктов сгорания, заполняющих рабочую камеру, в полупериод запираания печи происходит нагрев металла за счет теплосодержания продуктов сгорания, заполняющих рабочую камеру, что сопровождается снижением их температуры. Сигналом для переключения полупериодов может служить временная программа или установленные минимальное и максимальное значения температур.

Для иллюстрации отличия технологии импульсного отопления с полным запираанием печи от обычной технологии отопления на рис. 7.1 приведен фрагмент сравнительной Q- $\tau$  диаграммы обычного и импульсного отопления рабочей камеры (Q – тепловая мощность, подводимая в рабочую камеру за счет сжигания топлива, представляет собой произведение расхода топлива на его теплоту сгорания). При построении диаграммы не учтены потери тепла рабочей камерой.

Такое упрощение несколько противоречит реальной ситуации на качественном уровне, так как внутренние слои футеровки при импульсном отоплении (как с полным запираанием, так и при других режимах) ведут себя подобно продуктам сгорания: накапливают тепло при усиленной подаче топлива и отдают его при сниженном расходе последнего.

Для классических футеровок с использованием плотных материалов неучет аккумуляции и отдачи тепла слоями футеровки может привести к погрешности, так как масса слоя небольшой толщины такой футеровки сопоставима с массой нагреваемого металла. В случае использования керамоволокнистых материалов с низкими значениями плотности и коэффициента теплопроводности пренебрежение участием футеровки в процессах циклического нагрева и охлаждения не внесет существенной погрешности в общие результаты расчета импульсного отопления.

На диаграмме, соответствующей классическому безимпульсному отоплению, в виду малости анализируемого периода времени температура уходящих газов принята постоянной и равной  $t_{yx}$ .

На диаграмме, соответствующей импульсному отоплению с периодическим запираем печи, теплота с уходящими газами в период подачи газа на горелки возрастает, так как увеличивается температура продуктов сгорания, заполняющих рабочую камеру (от  $t_{yx}^{\min}$  до  $t_{yx}^{\max}$ ).

В период работы с выключенными горелками и закрытой рабочей камерой нагрев металла осуществляется за счет теплоты, аккумулированной продуктами сгорания, заполняющими рабочую камеру, в период работы с включенными горелками. Этот процесс сопровождается снижением их температуры от  $t_{yx}^{\max}$  до  $t_{yx}^{\min}$ , но температура продуктов сгорания при нагреве всегда должна быть больше температуры поверхности нагреваемого металла  $t_{нов}(\tau)$ .

Простейшие теплотехнические оценки показывают, что охлаждение продуктов сгорания, заполняющих камеру запертой печи, на величину порядка нескольких сотен градусов в реальных условиях позволит поднять величину среднемассовой температуры металла менее, чем на  $1^{\circ}\text{C}$ , при этом имеет место значительное удлинение операции нагрева, требуются достаточно сложные технические средства для циклического розжига и тушения горелок. По этой причине технология с полным запираем печи как крайний случай импульсного отопления не получила распространения при нагреве металла, имеются некоторые сведения об использовании такого подхода для выдержки металла в печах термообработки.

Для определения значения коэффициента использования топлива в случае безимпульсного отопления напрямую используем зависимость (5.1).

Для определения коэффициента использования топлива при импульсном отоплении камерной печи периодического действия предложено воспользоваться выражением, полученным из зависимости (2.26):

$$q(\tau) \cdot F_M + V_K \cdot c_K \cdot \frac{dt_{yx}}{d\tau} + Q_{nom}(\tau) = V \cdot Q_{nr} - V \cdot V_{yx} \cdot c_K \cdot t_{yx} \cdot (1 - k_r). \quad (7.1)$$

Проинтегрировав обе части выражения (7.1) по времени в пределах от нуля до окончания операции нагрева  $\tau_H$ , получим:

$$\begin{aligned} \int_0^{\tau_H} q(\tau) \cdot F_M \cdot d\tau + \int_0^{\tau_H} V_K \cdot c_K \cdot \frac{dt_{yx}}{d\tau} \cdot d\tau + \int_0^{\tau_H} Q_{nom}(\tau) \cdot d\tau = \\ = \int_0^{\tau_H} (V \cdot Q_{nr} - V \cdot V_{yx} \cdot c_K \cdot t_{yx} \cdot (1 - k_r)) \cdot d\tau. \end{aligned} \quad (7.2)$$

Разделив обе части уравнения на суммарное количество тепла, поступившее в камеру агрегата за весь период нагрева при сжигании топлива  $V_\Sigma \cdot Q_{nr}$ , получим:

$$\begin{aligned} \frac{\int_0^{\tau_H} q(\tau) \cdot F_M \cdot d\tau + \int_0^{\tau_H} V_K \cdot c_K \cdot \frac{dt_{yx}}{d\tau} \cdot d\tau + \int_0^{\tau_H} Q_{nom}(\tau) \cdot d\tau}{V_\Sigma \cdot Q_{nr}} = \\ = \frac{\int_0^{\tau_H} (V \cdot Q_{nr} - V \cdot V_{yx} \cdot c_K \cdot t_{yx} \cdot (1 - k_r)) \cdot d\tau}{V_\Sigma \cdot Q_{nr}}. \end{aligned} \quad (7.3)$$

Правая и левая часть выражения (7.3) представляют собой средневзвешенное значение коэффициента использования топлива, то есть показывают, какая часть полного количества тепла, выделившегося при сгорании топлива за весь период нагрева, осталась в камере агрегата: пошла на рост теплосодержания металла, покрытие тепловых потерь и изменение теплосодержания продуктов сгорания, заполняющих камеру печи.

Зависимость (7.3) можно использовать как для определения средневзвешенного значения коэффициента использования

топлива за весь период нагрева, так и для произвольно выбранного рассматриваемого периода времени.

Очевидно, что при анализе импульсного отопления с полным периодическим отключением подачи топлива, для отдельно рассматриваемых моментов работы с полностью выключенными горелками величина коэффициента использования топлива не имеет физического смысла (в правой части выражения имеем неопределенность вида 0/0). Таким образом, минимальным периодом времени, которому в этом случае можно сопоставить значение коэффициента использования топлива является один полный период импульса (подача топлива – отключение топлива).

Если условно предположить линейный закон изменения температуры газовой среды, заполняющей камеру печи, то получим следующее приближенное выражение для определения значения коэффициента использования топлива в пределах одного импульса:

$$\eta_{св}^{волн\ ген} = \frac{Q_n^p - V_{yx} \cdot c^{t_{yx}} \cdot \left( \frac{t_{yx}^{min} + t_{yx}^{max}}{2} \right) \cdot (1 - k_r)}{Q_n^p}. \quad (7.4)$$

## 7.2 Исследование возможности усиления лучистого теплообмена при импульсном режиме подачи теплоносителей

Рассмотрение волнообразного характера изменения температуры продуктов сгорания, заполняющих камеру печи, приводит к гипотезе о возможности при прочих равных условиях повышения интенсивности лучистого теплообмена в камере печи. Ниже рассмотрена сущность такой гипотезы.

Пусть температура продуктов сгорания, заполняющих камеру печи, меняется по косинусоидальному закону:

$$t(\tau) = t_{cp} + \Delta t \cdot \cos\left(\frac{2 \cdot \pi}{T} \cdot \tau\right),$$

где  $t_{cp}$  – средняя температура продуктов сгорания, покидающих рабочую камеру, °С;

$\Delta t$  – амплитуда колебания температуры, °С;

$T$  – период колебания температуры продуктов сгорания, с.

При таком законе изменения температуры продуктов сгорания ее среднее значение за период нагрева будет равно  $t_{cp}$ :

$$\frac{\int_0^{\tau_k} t_\delta(\tau) d\tau}{\tau_k} = t_{cp}.$$

Значение средневзвешенной за период нагрева величины коэффициента использования топлива и его расход будут определены значением средней расчетной температуры  $t_{cp}^{расч}$ , в определении которой учтена зависимость теплоемкости продуктов сгорания от температуры:

$$\frac{\int_0^{\tau_k} c(t_\delta(\tau)) t_\delta(\tau) d\tau}{\int_0^{\tau_k} c(t_\delta(\tau)) d\tau} = t_{cp}^{расч}.$$

Среднее расчетное значение температуры продуктов сгорания незначительно превышает значение средней температуры продуктов сгорания, покидающих рабочую камеру

$$t_{cp}^{расч} \geq t_{cp}.$$

Однако при лучистом теплообмене темп передачи тепла к нагреваемым телам определяется не текущими значениями температуры, а величинами, пропорциональными их четвертым степеням. При волнообразном изменении температуры продуктов сгорания средний за период нагрева лучистый тепловой поток получается больше, чем тепловой поток, соответствующий нагреву при постоянной средней температуре продуктов сгорания:

$$\frac{\int_0^{\tau_k} C_{\delta}(t_{\delta}(\tau)) \cdot \left[ \left( \frac{t_{\delta}(\tau) + 273}{100} \right)^4 - \left( \frac{t_{nos} + 273}{100} \right)^4 \right] d\tau}{\tau_k} > C_{\delta}(t_{cp}) \cdot \left[ \left( \frac{t_{cp} + 273}{100} \right)^4 - \left( \frac{t_{nos} + 273}{100} \right)^4 \right].$$

Используя усредненную зависимость  $C_{\delta}$  (для типовой камерной печи) от температуры (рис. 7.2) [49], для значения  $t_{cp}$  1100 °С получено отношение величин тепловых потоков при косинусоидальном законе изменения температуры теплоносителя и отоплении при постоянной температуре  $t_{cp}$  в зависимости от амплитуды колебаний температуры  $\Delta t$  (текущая температура поверхности нагреваемого металла для расчета принята 10°С).

$\Delta t$	500	400	300	200
$q_{в.г.}/q$	1,201	1,13	1,073	1,033

Несколько десятилетий назад группа ученых-теплотехников Карагандинского политехнического института выдвинула предположение о возможности интенсификации лучистого теплообмена при импульсном отоплении. Достижение такого эффекта предполагалось за счет снижения температуры поверхности нагреваемых тел в периоды ослабленной подачи топлива и «заколачивания» тепла при усиленной подаче топлива. Для периодов усиленной подачи топлива ожидается более благоприятная разница температур теплообменивающихся сред.

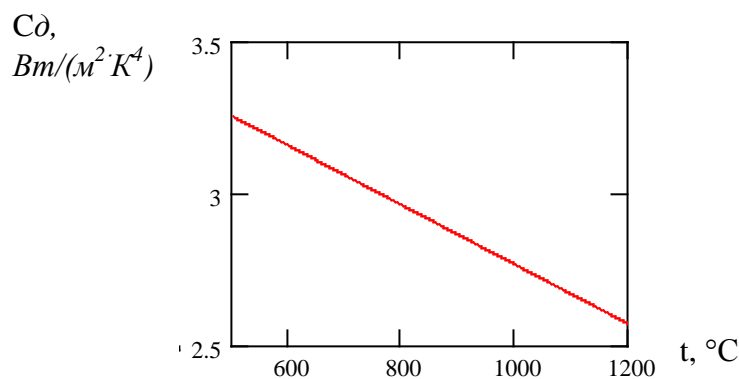


Рисунок 7.2 – Зависимость приведенного коэффициента излучения системы тел газ-кладка-металл от температуры для реального высокотемпературного агрегата



Для проверки выдвинутой гипотезы вопрос исследовался на модели нагрева термически тонких тел и на модели нагрева реальных тел.

### *Модель нагрева термически тонких тел*

Эта модель включает в себя два дифференциальных уравнения 1-го порядка. Первое (2.26) описывает изменение температуры продуктов сгорания, заполняющих камеру печи, причем тепловой поток, падающий на поверхность металла, представлен как сумма двух составляющих: лучистой и конвективной, определяемых в каждый момент времени в зависимости от текущей температуры продуктов сгорания и температуры термически тонкого тела. Второе уравнение описывает нагрев термически тонкого тела (плиты) при двухстороннем обогреве:

$$\begin{cases} \frac{dt_{yx}}{d\tau} = \frac{V_m \cdot Q_n^p - F_m \cdot \left( C_{np} \cdot \left( \left( \frac{t_{yx} + 273}{100} \right)^4 - \left( \frac{t_T + 273}{100} \right)^4 \right) + \alpha \cdot (t_{yx} - t_T) \right) - Q_{nom} - V_{yx} \cdot c^{t_{yx}} \cdot t_{yx} \cdot (1 - k_r)}{V_k \cdot c^{t_{yx}}}; \\ \frac{dt_T}{d\tau} = \frac{C_{np} \cdot \left( \left( \frac{t_{yx} + 273}{100} \right)^4 - \left( \frac{t_T + 273}{100} \right)^4 \right) + \alpha \cdot (t_{yx} - t_T)}{0,5 \cdot S \cdot \rho_m \cdot c_m}, \end{cases}$$

где  $C_{np}$  – приведенный коэффициент излучения для определения лучистого потока, падающего на поверхность термического тонкого тела в агрегате, Вт/(м<sup>2</sup>·К<sup>4</sup>);

$S$  – толщина тела, м;

$\rho_T$  – плотность изучаемого тела, кг/м<sup>3</sup>;

$c_T$  – теплоемкость изучаемого тела, Дж/(кг·К).

Для решения этой системы дифференциальных уравнений была составлена соответствующая расчетная модель в пакете инженерных вычислений MathCAD.

Для решения поставленного вопроса был проведен ряд численных экспериментов для следующих исходных данных: топливо – природный газ с  $Q_{np}=35800$  кДж/м<sup>3</sup>;  $S=0,2$  м;

$\rho_T=7800\text{кг/м}^3$ ;  $c_T=500$  Дж/(кг·К). Условное время нагрева составляло 1800 с, изначально выбранная для расчета температура продуктов сгорания, заполняющих камеру печи  $1200^\circ\text{C}$ ; начальная температура материала –  $0^\circ\text{C}$ , тепловоспринимающая поверхность нагреваемого материала  $94,25\text{ м}^2$ . Значение коэффициента рекуперации принято 0,3 для импульсного и безимпульсного отопления. Поскольку в данном пункте исследуется лучистый теплообмен, значение коэффициента конвективной теплоотдачи принято равным нулю. Исследовалось два закона изменения расхода топлива:

– косинусоидальный  $V(\tau) = V_{\text{баз}} + V_{\text{доб}}^{\text{зад}} \cdot \cos(2 \cdot \pi \cdot \nu \cdot \tau)$ ,

где  $V_{\text{баз}}$  – базовая составляющая расхода топлива,  $\text{м}^3/\text{с}$ ;

$V_{\text{доб}}^{\text{зад}}$  – заданная добавочная составляющая расхода топлива,  $\text{м}^3/\text{с}$ ;

$\nu$  – частота колебаний расхода топлива,  $\text{с}^{-1}$ .

– закон с добавочной составляющей типа «полностью добавлено»  
- «полностью вычтено»:

$$V_{\text{доб}}(\tau) = \begin{cases} V_{\text{доб}}^{\text{зад}} & \text{при } \cos(2 \cdot \pi \cdot \nu \cdot \tau) < 0; \\ -V_{\text{доб}}^{\text{зад}} & \text{при } \cos(2 \cdot \pi \cdot \nu \cdot \tau) \geq 0. \end{cases}$$

Ниже систематизированы результаты численных экспериментов для ряда конкретных случаев косинусоидального закона изменения расхода топлива. Так, для базовой составляющей расхода топлива  $0,45\text{ м}^3/\text{с}$ , частоты колебаний  $0,05$  Гц и разных значений добавочной составляющей получена температура материала в конце нагрева (рис. 7.3):

$V_{\text{доб}}^{\text{зад}}, \text{ м}^3/\text{с}$	0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,45
$t_T, ^\circ\text{C}$	479,847	479,742	479,442	478,949	478,264	477,85

Исследования для закона изменения расхода топлива типа «добавлено-вычтено» проводились для базовой составляющей расхода топлива  $0,45\text{ м}^3/\text{с}$ , частоты колебаний  $0,05$  Гц.

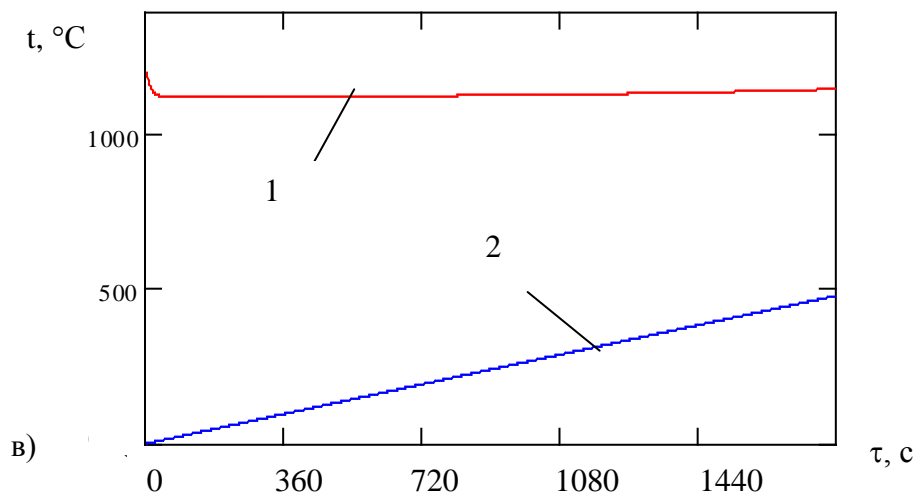
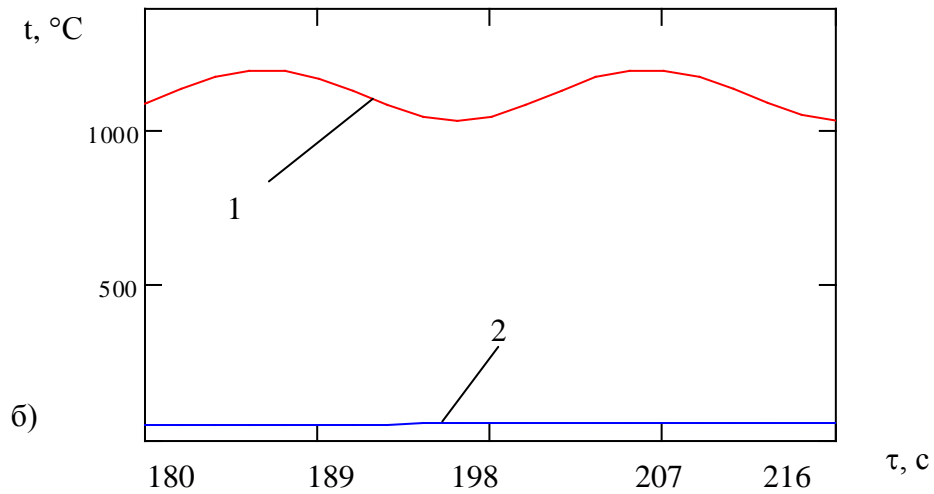
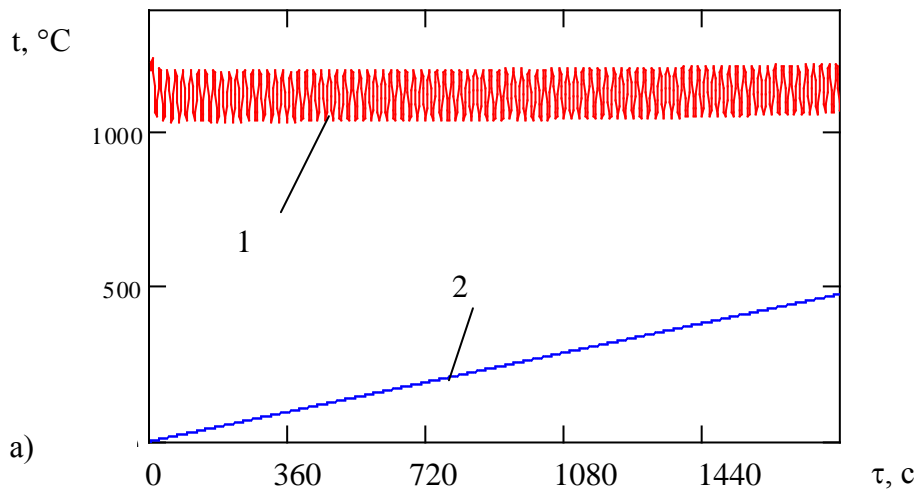


Рисунок 7.3 – Нагрев материала при косинусоидальном законе изменения расхода топлива ( $V_{\text{баз}}=0,45 \text{ м}^3/\text{с}$ ,  $V_{\text{доб}}^{\text{зад}}=0,4 \text{ м}^3/\text{с}$ )  
 а – период нагрева до 1800 с; б – более подробный фрагмент нагрева, в – сопоставляемый вариант безимпульсного нагрева при прочих равных условиях; 1 – температура газовой среды, 2 – температура материала

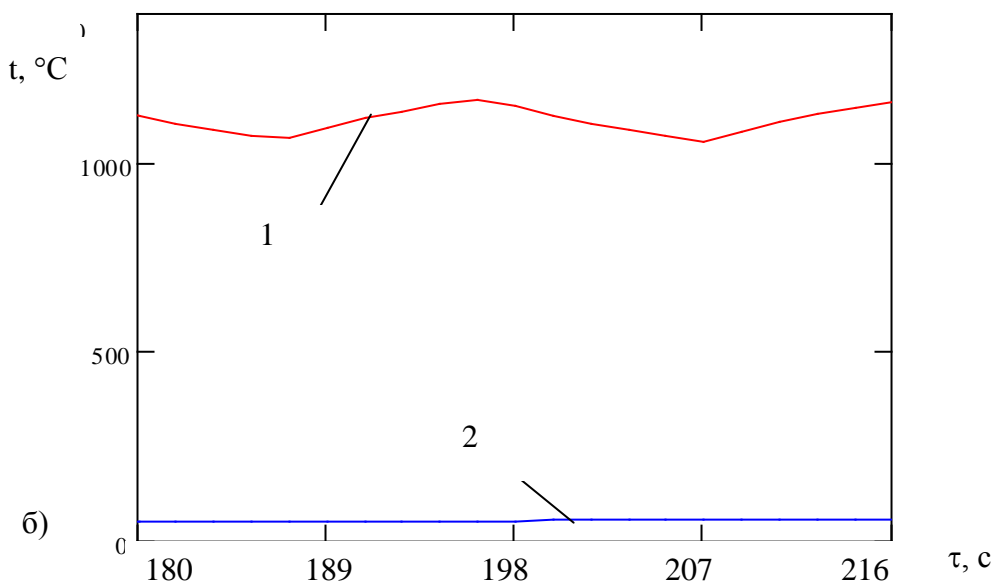
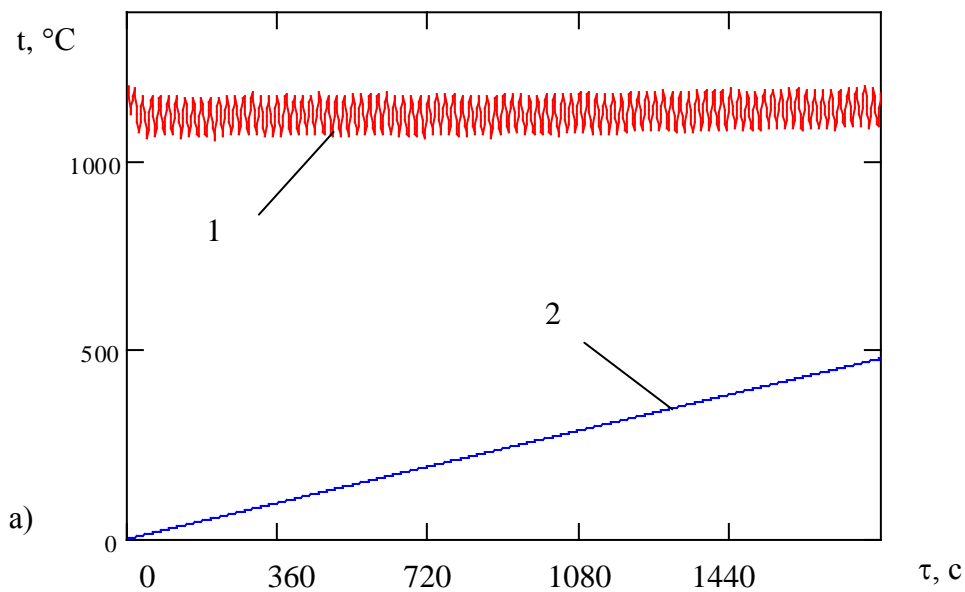


Рисунок 7.4 – Нагрев материала при законе изменения расхода топлива «добавлено-вычтено» ( $V_{\text{баз}}=0,45 \text{ м}^3/\text{с}$ ,  $V_{\text{доб}}^{\text{зад}}=0,2 \text{ м}^3/\text{с}$ ; а – период нагрева 1800 с, б– более подробный фрагмент нагрева; 1 – температура газовой среды, 2 – температура материала)

Получены следующие значения температуры материала в конце нагрева для разных значений добавочной составляющей расхода топлива (рис. 7.4):

$V_{\text{доб}}^{\text{зад}}$	0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,45
$t_{\text{T}}$	479,847	479,637	479,112	478,276	477,134	476,45

Анализ результатов численных экспериментов для двух законов импульсной подачи топлива и показателей, достигаемых при безимпульсном отоплении, позволили заключить следующее. Во всех рассмотренных случаях средний за период нагрева расход топлива составляет  $0,45 \text{ м}^3/\text{с}$ , то есть при одинаковом времени нагрева во всех рассматриваемых случаях выделилось одно и то же количество тепла. Практически одинаковые значения конечных температур нагрева материала говорят об одинаковой интегральной интенсивности лучистого теплообмена во всех рассматриваемых технологиях отопления.

Природа некоторых отличий конечной температуры нагреваемого материала (незначительное падение температуры нагреваемого тела при росте амплитуды колебаний  $V_{\text{доб}}^{\text{зад}}$ ) носит чисто расчетный характер и объясняется особенностями аккумуляции тепла газовой средой, заполняющей камеру агрегата. При корректировке времени нагрева на величину, сопоставимую с периодом колебания, для больших импульсов получаем обратную ситуацию – некоторое незначительное превышение конечной температуры материала по сравнению со случаем безимпульсного отопления. В любом случае рост частоты и снижение величины добавочной составляющей расхода топлива, приводя к снижению амплитуды колебания температуры газовой среды в камере агрегата, определяют снижение отличий конечных температур материала, полученных по импульсной и безимпульсной технологиям нагрева.

Таким образом, исследования, проведенные при помощи модели нагрева термически тонкого тела, показали отсутствие лучистого «ускорения» теплообмена при импульсном характере подачи топлива.

### *Модель нагрева реальных тел*

Для исследования поставленного вопроса о росте интенсивности лучистого теплообмена при импульсном режиме нагрева реальных тел использована разработанная во второй главе универсальная математическая модель с соответствующим набором граничных условий. Топливо – природный газ с  $Q_{\text{нр}}=35800$  кДж/м<sup>3</sup>; радиус цилиндрической заготовки  $r = 0,5$  м;  $\rho_{\text{г}}=7700$ кг/м<sup>3</sup>; зависимость теплоемкости металла заготовки от температуры  $c = 365 + 1,205 \cdot t - 1,264 \cdot 10^{-3} \cdot t^2 + 3,845 \cdot 10^{-7} \cdot t^3$  Дж/(кг·К); зависимость коэффициента теплопроводности от температуры

$\lambda(t) = 51,7 - 3,76 \cdot 10^{-4} \cdot t - 8,578 \cdot 10^{-5} \cdot t^2 + 5,979 \cdot 10^{-8} \cdot t^3$ . Условное время нагрева взято 1800 с. Поверхность металла 94,25м<sup>2</sup>, газовый объем камеры печи 250 м<sup>3</sup>. Теплотери рабочей камеры приняты равными нулю. Значение коэффициента конвективной теплоотдачи принято 20 Вт/(м<sup>2</sup>·К) для всех рассматриваемых случаев.

Исследовалось два закона импульсной подачи топлива: косинусоидальный и закон «добавлено-вычтено». Для обоих законов импульсной подачи топлива взята частота 0,05 Гц, базовая составляющая расхода топлива 0,45 м<sup>3</sup>/с, добавочная 0,2 м<sup>3</sup>/с.

В результате проведения численных экспериментов для случаев импульсного и безимпульсного отопления установлено, что конечная среднемассовая температура металла составляет:

236,192 для импульсного косинусоидального закона (рис. 7.5);

236,051°С. для импульсного закона «добавлено-вычтено»;

236,00°С для безимпульсного отопления соответственно (рис.7.6).

Анализ результатов численных экспериментов по нагреву реальных тел, проведенных для разных вариантов нагрева при

прочих равных условиях, позволил зафиксировать практически одинаковую среднемассовую температуру металла в конце нагрева. Некоторые отличия носят чисто расчетный характер.

Таким образом, для нагрева реальных тел можно сделать такой же вывод, как и в предыдущем пункте (для термически тонких тел) – эффект «ускорения» лучистого теплообмена, связанный с импульсной подачей топлива и волнообразным изменением температуры продуктов сгорания, заполняющих камеру печи, отсутствует.

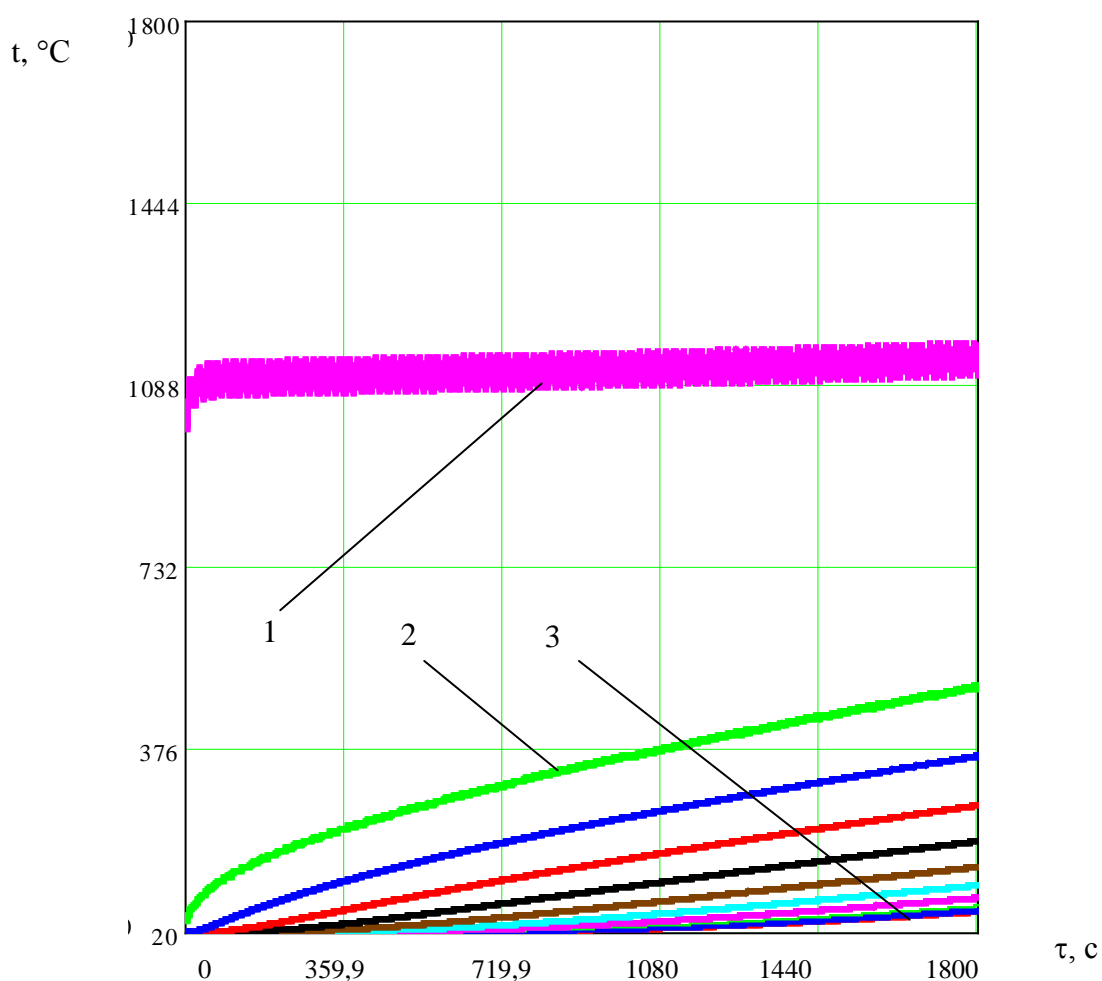


Рисунок 7.5 – Динамика нагрева изучаемого тела при импульсном нагреве по косинусоидальному закону (1 – температура дыма, 2 – температура поверхности заготовки, 3 – температура центра заготовки)

Зафиксированный факт отсутствия «ускорения» лучистого теплообмена может быть объяснен тем, что независимо от закона

формирования импульсов подачи топлива характер изменения температуры отличается от косинусоидального (задействованного в гипотезе «ускорения» лучистого теплообмена).

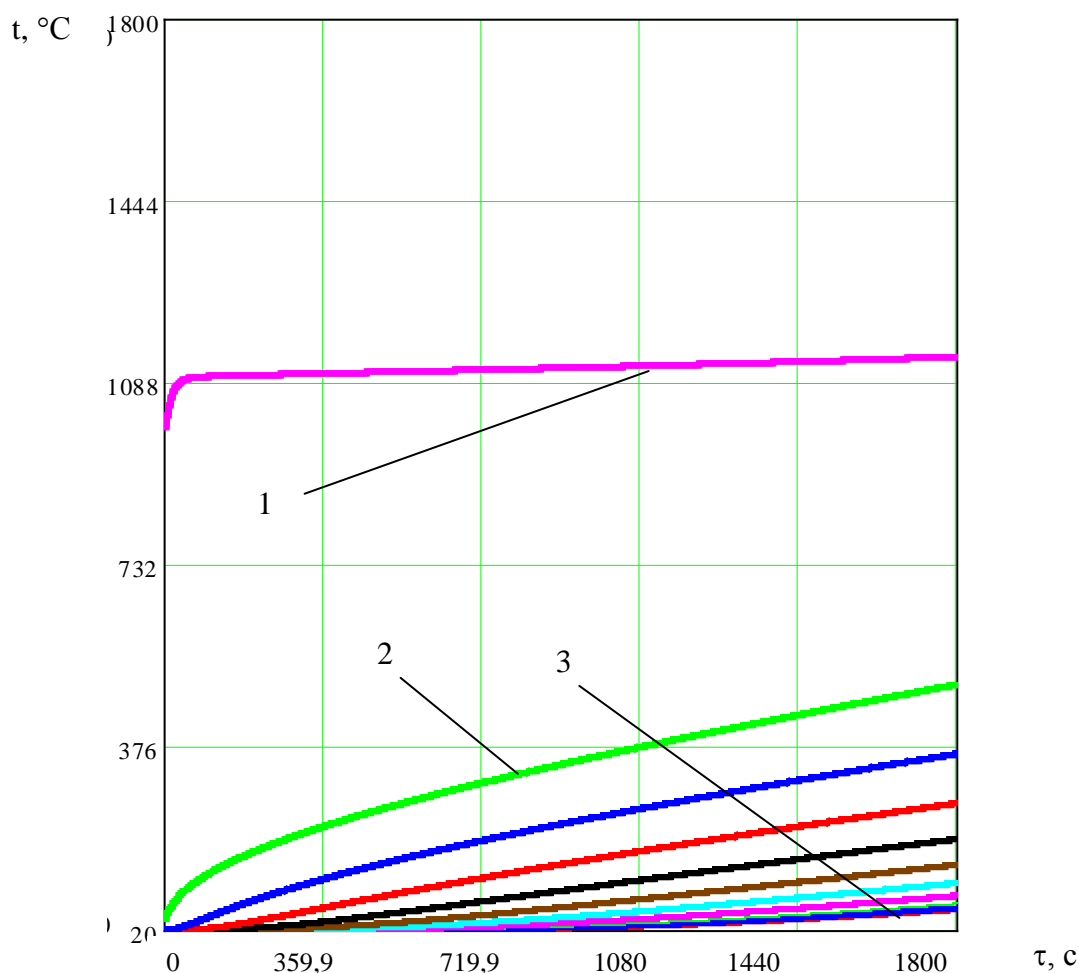


Рисунок 7.6 – Динамика нагрева изучаемого тела в рассматриваемом численном эксперименте при безимпульсном нагреве (1 – температура дыма, 2 – температура поверхности заготовки, 3 – температура центра заготовки)

В течение периода колебания: при работе с включенной добавленной составляющей топлива температура по экспоненциальному закону устремляется к верхнему пределу, при отключенной добавочной составляющей – к нижнему пределу также по экспоненциальному закону.

Таким образом, усиление теплопередачи при импульсной подаче теплоносителя достигается за счет усиления



конвективного теплообмена. Некоторые количественные закономерности интенсификации конвективного теплообмена исследованы в данной работе.

### 7.3 Экспериментальное исследование интенсификации конвективного теплообмена при импульсной подаче теплоносителя

Для экспериментальной проверки влияния импульсного характера подачи газообразной среды на значение коэффициента конвективной теплоотдачи был создан экспериментальный комплекс, включающий в себя (рис. 7.7):

- штатив с подвешенным телом цилиндрической формы, подогреваемым электрическим током и охлаждаемым за счет конвекции;
- блок питания, выдающий постоянное напряжение, регулируемое в диапазоне от 0 до 20 В, снабженный амперметром и вольтметром;
- хромель-алюмелевая термопара и цифровой прибор, снабженный функцией обработки сигнала от термопары и выдачи значения температуры в цифровом формате;
- устройство для создания пульсаций (представленное на рис.7.8), принцип действия которого основан на вращении круглой заслонки в полости трубки круглого сечения (диаметр трубки 30 мм, диаметр заслонки 26 мм).

В качестве тела для проведения экспериментов использовалось сопротивление ПЭВ-20, имеющее цилиндрическую форму (высота 36 мм, наружный диаметр 13 мм), внутренние отверстия были заглушены теплоизолирующими пробками. В середине тела по высоте к его поверхности приклеен рабочий спай термопары (ТХА) и вся поверхность в один слой обернута изоляционной лентой толщиной 0,1 мм.

В основу работы экспериментального комплекса положен известный подход, согласно которому при подогреве тел электрическим током и охлаждении отдачей тепла в окружающую среду через некоторое время наступает тепловое равновесие, при котором тепловая мощность, отводимая от тела, равна подводимой тепловой мощности. Эта ситуация характеризуется определенной температурой поверхности исследуемых тел. Измеряя эту температуру и подводимую тепловую мощность, можно вычислить значение коэффициента конвективной теплоотдачи:

$$\alpha_{\text{конв}} = \frac{k \cdot Q - F \cdot \varepsilon \cdot C_0 \cdot \left[ \left( \frac{t_{\text{изм}} + 273}{100} \right)^4 - \left( \frac{t_{\text{ос}} + 273}{100} \right)^4 \right]}{F \cdot (t_{\text{изм}} - t_{\text{ос}})}, \quad (7.5)$$

где  $Q$  – выделяемая тепловая мощность, Вт;

$F$  – боковая поверхность охлаждаемого тела, м<sup>2</sup>;

$k$  – тарировочный коэффициент, учитывающий утечку тепла от нагреваемого тела через подвеску;

$\varepsilon$  – степень черноты поверхности изучаемого тела;

$C_0=5,67$  – коэффициент излучения абсолютно черного тела, Вт/(м<sup>2</sup>·К<sup>4</sup>);

$t_{\text{изм}}$  – измеренная температура поверхности изучаемого тела, °С;

$t_{\text{ос}}$  – температура окружающей среды вокруг изучаемого тела, °С.

Вначале были проведены исследования по определению значения тарировочного коэффициента установки для безимпульсных режимов поперечного обтекания цилиндрических тел.

Для поперечного обтекания тел используется критериальное уравнение (2.23). Для каждой скорости обдува, устанавливаемой при помощи главной заслонки, фиксируется установившееся значение равновесной температуры поверхности тела,

температура среды истекающей из диффузора; при помощи выражения (2.23) вычисляется соответствующее значение коэффициента теплоотдачи. Далее подбираем такое значение тарировочного коэффициента, при котором обе части выражения (7.5) становятся равными. В результате проведения ряда опытов, результаты которых представлены в таблице 7.1, было установлено значение тарировочного коэффициента установки в проведенных опытах.

Значения этой величины в различных опытах колебались от 0,903 до 0,916, максимальная относительная разница между тарировочными коэффициентами составляла не более 1,6%.

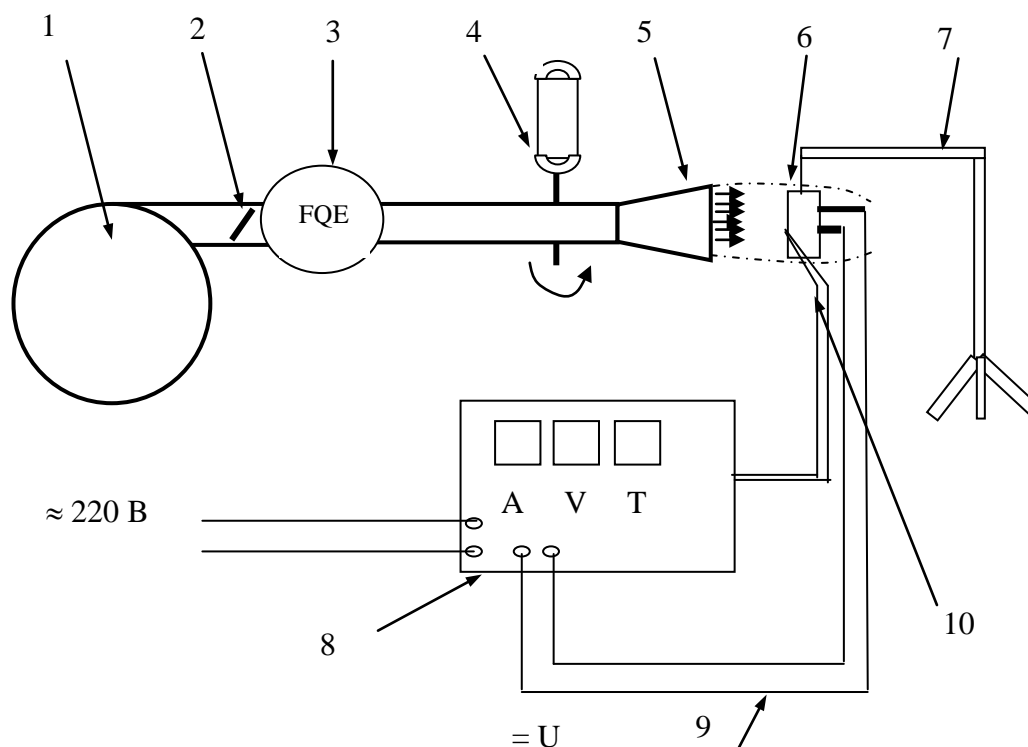


Рисунок 7.7 – Схема установки для изучения конвективного теплообмена (1 – дутьевой вентилятор, 2 – главная регулирующая заслонка, 3 – расходомер, 4 – узел прерывания течения воздуха, 5 – диффузор для истечения воздуха, 6 – изучаемое тело, 7 – штатив с консолью, 8 – блок питания для нагрева изучаемого тела, 9 – подвод напряжения к телу, 10 – термопара

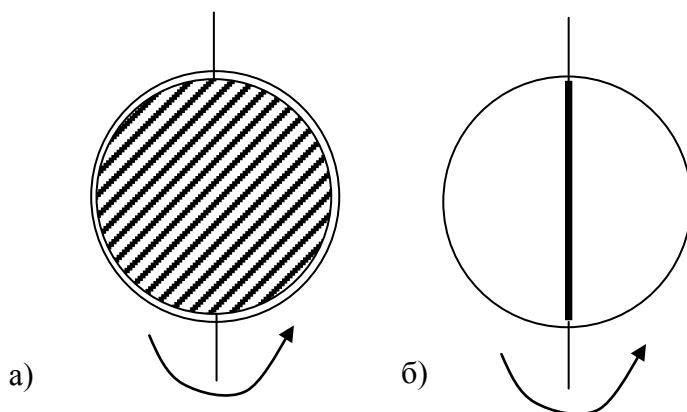


Рисунок 7.8 – Крайние положения исполнительного механизма (а – полностью закрыто, б – полностью открыто)

Таблица 7.1 – Результаты экспериментов по изучению конвективного теплообмена на теле ПЭВ-20

№ эксперимента	Подводимое напряжение, В	Выделяющаяся тепловая мощность, Вт	Скорость среды, м/с	Значение равновесной температуры поверхности тела, °С	Значение коэффициента конвективной теплоотдачи по критериальному уравнению, Вт/(м <sup>2</sup> ·К)	Значение тарировочного коэффициента
1	10	5,29	4,835	69	69,635	0,916
2	10	5,29	4,095	72	63,034	0,9012
3	10	5,29	2,844	81	50,684	0,903

Отличие полученных значений тарировочного коэффициента от единицы определяется рассеиванием части тепла от обдуваемого тела через поддерживающую систему. Что касается природы расхождения между значениями тарировочных коэффициентов в различных опытах, то она может заключаться в колебаниях напряжения сети и, соответственно, колебаниях мощности, выделяемой на нагреваемом теле, а также в конечной

цене деления расходомера и соответственно возможных ошибках, связанных с округлением расходов среды, определяющих расчетные значения скоростей истечения воздуха из диффузора.

Для изучения возможности усиления конвективного теплообмена при импульсном режиме подачи теплоносителя принято значение тарировочного коэффициента 0,91.

Очевидно, что вид критериального уравнения, описывающего конвективный теплообмен при импульсном течении сред, должен быть изменен или расширен (по сравнению с уравнением (2.23)) за счет введения дополнительных критериев.

С использованием основных положений теории размерностей [222] установлено, что рассматриваемая задача с одним определяемым параметром (значение коэффициента конвективной теплоотдачи) и семью определяющими независимыми факторами (характерный размер тела, средняя скорость течения среды, коэффициент теплопроводности среды, теплоемкость среды, плотность среды, коэффициент динамической вязкости, частота пульсации расхода среды), для составления единиц измерения которых используется четыре базовых размерности (м, кг, с, К) может быть описана при помощи  $(1+7-4)$  четырех независимых критериев.

Используя типовые приемы, применяемые в рамках теории размерностей (Приложение М):

- составление системы из четырех уравнений (по числу используемых в рассматриваемой задаче размерностей), в которых фигурирует восемь переменных (показатели степени при параметре и факторах); уравнения составляются исходя из того, что итоговая степень, соответствующая каждой размерности, должна равняться нулю;

- решение системы уравнений относительно четырех переменных;

- группировка определяемого параметра и факторов относительно определенных степеней (четыре переменных,

относительно которых была решена система уравнений) и получение искомых критериев;

для рассматриваемой задачи были получены три критерия, традиционно используемые для описания конвективного теплообмена:  $Nu$ ,  $Re$ ,  $Pr$ , и еще один критерий

$$\frac{\nu_{имп} \cdot d}{w},$$

где  $\nu_{имп}$  – частота пульсации расхода среды, Гц, который носит название критерий Струхаля ( $Sh$ ) и используется для описания нестационарных явлений.

В связи с этим для импульсного режима обтекания тел принято решение взять за основу базовое критериальное уравнение (2.23) с набором известных экспериментальных коэффициентов при критериях  $Nu$ ,  $Re$ ,  $Pr$ , а влияние импульсности учесть за счет введения критерия  $Sh$  с двумя неизвестными коэффициентами:

$$Nu_{имп} = 0,28 \cdot a \cdot Re^{0,6} \cdot Pr_{жс}^{0,36} \left( \frac{Pr_{жс}}{Pr_{ст}} \right)^{0,25} \cdot (Sh)^b, \quad (7.6)$$

где  $a$  и  $b$  – коэффициенты, значения которых требуется определить в результате эксперимента.

В рамках проведенных экспериментальных исследований изучались импульсные режимы при изменении расхода среды, определяемом вращением круглой заслонки в полости подводящего трубопровода.

Всего было проведено 9 экспериментов, в которых варьировались средняя скорость течения среды и частота пульсации (частота вращения заслонки). Данные о значениях факторов, установленных в эксперименте, и значениях искомого параметра приведены в таблице 7.2.

Отношение коэффициентов теплоотдачи при импульсном и безимпульсном режимах отопления может быть определено как

отношение соответствующих критериев Нуссельта, взятых по критериальным уравнениям: (7.6) и (2.23):

$$\frac{\alpha_{имп}}{\alpha} = \frac{Nu_{имп}}{Nu} = a(Sh)^b.$$

Получая для каждого конкретного эксперимента на основании экспериментальных замеров и их обработки  $\alpha_{имп}$  и вычисляя по критериальному уравнению (2.23)  $\alpha_{безымп}$ , соответствующее средней скорости течения среды, получаем возможность определения коэффициентов а и b. Наиболее удобно эта задача может быть решена при отображении экспериментальных точек в логарифмических координатах

$$\ln\left(\frac{\alpha_{имп}}{\alpha_{безымп}}\right), \ln(Sh).$$

Таблица 7.2 – Условия проведения экспериментов по изучению теплообмена при импульсном течении среды и их результаты.

№ эксп.	Характеристика подачи среды		Значение коэффициентов теплоотдачи Вт/(м <sup>2</sup> ·К)		Значения характерных критериев в эксперименте			
	Средняя скорость среды у тела м/с	Частота вращения заслонки, об/мин	в эксперименте	В аналог. безымпульсном режиме	Re	Pr <sub>ст</sub>	Sh	Nu <sub>имп</sub>
1	4,266	90	81,29	64,71	3760	0,694	0,0306	43,33
2	4,266	69	78,68	64,71	3760	0,694	0,0239	41,94
3	4,266	51	77,44	64,71	3760	0,694	0,0172	41,28
4	3,754	105	78,68	59,99	3309	0,694	0,0402	41,94
5	3,754	75	73,91	59,99	3309	0,694	0,0287	39,40
6	3,754	51	71,71	59,99	3309	0,694	0,0200	38,23
7	2,218	105	59,08	43,71	1955	0,692	0,0689	31,49
8	2,218	75	57,59	43,71	1955	0,692	0,0488	30,70
9	2,218	39	54,79	43,71	1955	0,692	0,0258	29,21

Тогда неизвестные коэффициенты  $b$  и  $\ln(a)$  определяются как параметры прямой (множитель перед аргументом и свободный член), проведенной через массив экспериментальных точек при помощи метода наименьших квадратов. Графическое представление обработки экспериментальных данных и нанесенная аппроксимирующая прямая представлены на рисунке 7.9.

Таким образом, конвективный теплообмен при поперечном обтекании тел и импульсном характере течения среды с изменением расхода, создаваемым за счет вращения круглой заслонки, описывается уравнением вида:

$$Nu = 0.494 \cdot Re^{0,6} \cdot Pr_{жс}^{0,36} \left( \frac{Pr_{жс}}{Pr_{ст}} \right)^{0,25} \cdot (Sh)^{0,0971}.$$

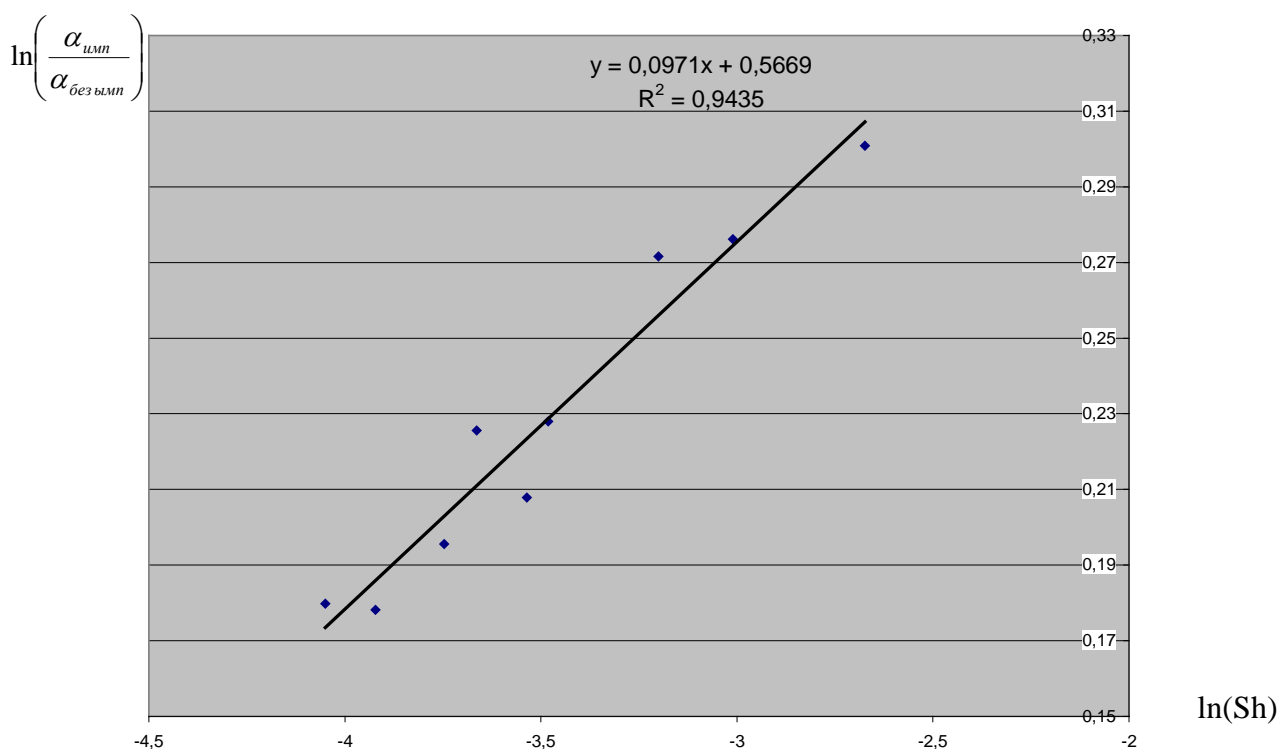


Рисунок 7.9 – Экспериментальные данные по изучению теплообмена при импульсном обтекании тел и аппроксимирующая прямая, полученная при помощи метода наименьших квадратов.

В качестве частоты пульсации для определения значения критерия  $Sh$  взята учетверенная частота вращения заслонки, так



как за один ее оборот имеет место четыре полуволны смены скорости. Впрочем, выбор в качестве частоты пульсации любого значения, пропорционального частоте вращения заслонки, поменяет лишь значения коэффициентов  $b$  и  $a$  при сохранении значения  $a(Sh)^b$ . Значение характерного геометрического размера при вычислении критерия  $Sh$  взято равным полудлине окружности, описывающей поперечное сечение обтекаемого цилиндра.

В строгом смысле, полученное уравнение описывает конвективный теплообмен при изменении расхода среды для конкретного пульсатора, использованного в лабораторной установке (определенное соотношение диаметров трубопровода и заслонки, относительное расстояние от заслонки до среза диффузора). Полученное уравнение справедливо в диапазоне изменения критерия  $Sh$  0,017-0,068.

Следует отметить, что для пульсаторов, действие которых основано на вращающейся заслонке или схожем принципе, результат будет зависеть от соотношения диаметров трубопровода и заслонки. В данной работе, по мнению автора, выбрано рациональное соотношение, которое, с одной стороны, достаточно для обеспечения сравнительно большой амплитуды колебаний (согласно специальным исследованиям она может достигать 50%), с другой стороны, зазор два миллиметра в канале  $((30-26)/2=2)$  позволяет избежать заклинивания устройства и обеспечивает его свободное вращение даже при некоторых смещениях заслонки на оси.

Установленное критериальное уравнение позволяет осознанно управлять импульсными режимами теплообмена (на количественном уровне для подобных рассмотренному пульсаторов и на качественном для других пульсаторов).

Согласно известным представлениям, установленная закономерность усиления теплообмена при импульсном течении среды, объясняется тем, что при волнообразном изменении ее

расхода происходит разрушение пограничного гидродинамического слоя, который формируется на значительной части периметра обтекаемых тел и определяет сопротивление теплопередаче.

Интересной особенностью полученного критериального уравнения является достаточно слабое влияние частоты пульсации (показатель степени при критерии  $Sh$  порядка 0,1) на итоговое значение коэффициента теплоотдачи. В то же постоянная составляющая, связанная с переходом на импульсное отопление, достаточно значительна (1,764). По мнению автора, эта ситуация объясняется противоречивым влиянием частоты пульсации: с одной стороны при увеличении частоты разрушение пограничного слоя происходит более часто, с другой стороны, степень разрушения пограничного слоя с ростом частоты снижается из-за влияния инерционных явлений.

Усиление конвективной составляющей теплообмена на 20-30%, зафиксированное в экспериментах, является достаточно существенным и позволяет, например, достичь примерно такого же ускорения нагрева в низкотемпературных печах или аналогичное ускорение воздушного охлаждения в печах. Что касается нагрева металла в высокотемпературных печах, указанный уровень усиления конвективного теплообмена, как было показано в главе 5, приведет к крайне незначительному усилению итогового теплообмена.

Подобие явлений тепло- и массообмена делает возможным, с некоторой условностью, применение этой закономерности для усиления и осознанного управления интенсивностью массообмена, что особенно важно в технологиях химического синтеза, как классических, так и недавно возникших и динамично развивающихся, например, нанотехнологиях.

## 7.4 Практическая реализация импульсного отопления теплотехнических агрегатов

В основе решения практической задачи создания импульсных горелок лежит использование вращающихся заслонок (рис. 7.8), либо дроссельных клапанов (рис. 7.10) в каналах подачи топлива и окислителя. При этом возможно создание такой технологии отопления, когда закон изменения общего расхода топлива в каждый момент времени не имеет колебательной составляющей, а импульсность отопления достигается за счет периодического перераспределения расходов топлива между горелками.

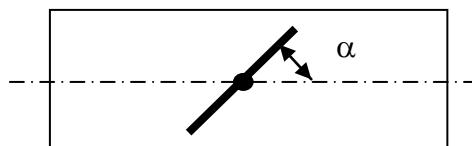


Рисунок 7.10 – Дроссельный клапан в каналах подачи воздуха и топлива для реализации импульсного закона подачи сред

Примером решения такой задачи может служить схема, предложенная на рис. 7.11. Ее сущность заключается в том, что боковые горелки камеры печи поделены на две группы (1-ая очередь, 2-ая очередь). Предложено встречное расположение горелок 1-ой и 2-ой очереди. Закон изменения расхода топлива на горелки приведен ниже:

$$\text{горелка 1-ой очереди } Bg_1(\tau) = \begin{cases} Bg_i \cdot (1 + A) & \text{при } \text{frac}(\text{int}(\tau/\Delta\tau)/2) = 0; \\ Bg_i \cdot (1 - A) & \text{при } \text{frac}(\text{int}(\tau/\Delta\tau)/2) = 0,5; \end{cases}$$

$$\text{горелка 2-ой очереди } Bg_2(\tau) = \begin{cases} Bg_i \cdot (1 - A) & \text{при } \text{frac}(\text{int}(\tau/\Delta\tau)/2) = 0; \\ Bg_i \cdot (1 + A) & \text{при } \text{frac}(\text{int}(\tau/\Delta\tau)/2) = 0,5, \end{cases}$$

где  $B_{g_i}$  – средний расход топлива на одну горелку, вычисляется как отношение полного моментального расхода топлива на печь к числу всех горелок,  $\text{м}^3/\text{с}$ ;

$A$  – относительная амплитуда колебания расхода топлива;

$\Delta\tau$  – период переключения расходов топлива между горелками первой и второй очереди;

$\text{frac}$ ,  $\text{int}$  – операторы выделения дробной и целой частей дробного числа соответственно.

Анализ предложенного закона изменения расхода топлива на горелки показывает, что при полном количестве горелок, равном  $n$ ; одинаковом количестве горелок 1-ой и 2-ой очереди, соответственно  $n/2$ , общий расход топлива равен  $n B_{g_i}$ .

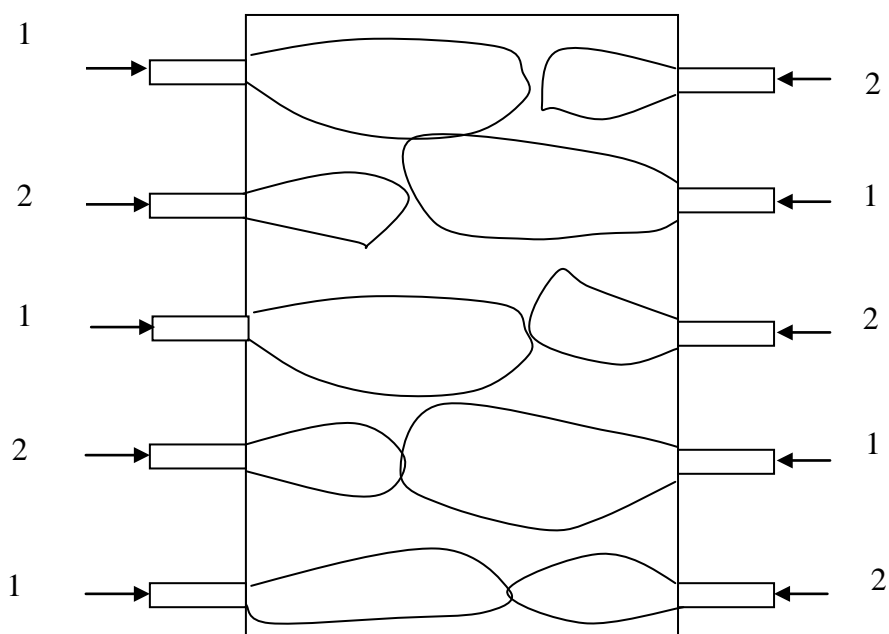


Рисунок 7.11 – Схема импульсной работы боковых горелок камеры печи периодического действия или отапливаемой зоны печи непрерывного действия (1 – горелки первой очереди, 2 – горелки второй очереди)

Подобный подход можно применить к отоплению любых агрегатов, имеющих четное число горелок. Например, для проходных методических печей. Для трехзонной печи подача топлива, как правило, реализуется при помощи шести горелок:

две в томильной зоне, две в верхней сварочной зоне, две в нижней сварочной зоне. Распределив две горелки каждой зоны между очередями подачи топлива, можем использовать выше приведенный закон распределения подачи топлива.

В общем случае можно рассмотреть такую схему отопления агрегатов, при которой вопрос нагружения горелок решается с использованием генератора случайных чисел. Пусть общее число горелок  $n=m+l$ . В каждый момент времени  $l$  горелок выдают повышенный расход топлива, а  $m$  горелок пониженный расход топлива (это может быть минимальное значение, устойчиво выдаваемое конкретной конструкцией горелки).

Горелки, которые войдут в группу с повышенной подачей топлива  $l$ , определяются при помощи генератора случайных чисел. На остальные горелки подается пониженный расход топлива. Вопрос деления горелок на группы с повышенной и пониженной подачами топлива пересматривается через каждые  $\Delta t$  секунд. Если обозначить минимальный расход топлива на одну горелку как  $Vg_{\min}$ , то расход топлива на каждую горелку с усиленной подачей топлива будет определен как  $Vg_{\max} = (Vg_{\text{общ}} - Vg_{\min} \cdot m) / l$ .

Таким образом, имеем следующий алгоритм управления работой горелок. Всего генерируется  $l$  чисел, 1-ое из диапазона от одного до  $n$ , 2-ое – из того же диапазона за вычетом уже выбранной горелки повышенной подачи топлива и т.д. Таким образом,  $l$ -ым по счету генерируется целое число из диапазона еще не выбранных на  $l - 1$  предыдущих генерациях номеров. Поскольку результаты закрепления горелок повышенной подачи топлива действуют в течение периода времени  $\Delta t$ , то целесообразно в течение времени действия конкретного набора горелок производить определение номеров, на которые придется повышенная подача топлива в течение следующего периода продолжительностью  $\Delta t$ :

для  $i$ -ой горелки  $Bg_i = \begin{cases} Bg_{\max} & \text{при } N_{\text{гор}} = X^1_{\text{г.с.ч.}}(\tau) \dots \text{или } N_{\text{гор}} = X^2_{\text{г.с.ч.}}(\tau) \dots \text{или } N_{\text{гор}} = X^l_{\text{г.с.ч.}}(\tau); \\ Bg_{\min} & \text{иначе,} \end{cases}$

где  $N_{\text{гор}}$  – номер горелки;

$X^i_{\text{г.с.ч.}}$  – целое число, генерируемое генератором случайных чисел.

#### *Реализация операции выдержки заготовок после нагрева*

Рассмотренный выше подход выбора горелок с усиленной подачей топлива при помощи генератора случайных чисел может быть использован не только для реализации операций нагрева металла, но и для выдержки после нагрева. Эта операция предполагает поддержание температуры поверхности металла на постоянном уровне, достигнутом после нагрева и прогрев внутренних слоев металла для уменьшения температурного перепада по толщине. Известны технологии, позволяющие при помощи системы АСУ ТП, поддержать температуру в камере печи на заданном уровне с точностью  $\pm 5^\circ\text{C}$ .

Сущность не разглашается, однако, вероятно, речь идет об импульсной подаче топлива на горелку (горелки), выбранную при помощи генератора случайных чисел при сигнале от термопар о снижении температуры газовой среды относительно заданного уровня, позволяющего сформировать необходимую плотность теплового потока при заданной температуре поверхности металла. При этом качество поддержания температуры будет зависеть от того, насколько удачно подобраны соответствующие коэффициенты для ПИД-регулятора.

Предложено для каждого периода  $\Delta t$  определять суммарный расход топлива на горелки, исходя из анализа тепловой диаграммы операции. Коррекция в эту величину может вноситься на основании сигнала термопар, измеряющих температуру в газовом пространстве печи и термопары, измеряющей температуру уходящих газов.

7.5 Концепция диагностики моментальных балансов печи для анализа эффективности импульсного отопления и других мероприятий по снижению расхода топлива

Для реализации автоматического управления процессами в любой современной технологии используются системы АСУ ТП. Важнейшей возможностью таких систем является функция диагностики работы управляемого агрегата (технологии).

Для нагрева и охлаждения металла в печах основной величиной для реализации диагностики является температура поверхности тел, подвергающихся тепловой обработке. Использование анализа изменения этой величины в качестве основы проведения диагностики имеет ряд преимуществ, так как в конечном итоге нормируемым показателем качества нагрева является тепловое состояние нагреваемых тел. Также при определенном подходе к установке датчиков есть возможность исследования несимметричности теплообмена внутри камеры печи. Следует отметить, что измерение температуры поверхности нагреваемых тел в камере печи при помощи пирометров представляет собой достаточно трудоемкую техническую задачу.

В данной работе предложена концепция моментальной диагностики усредненного теплового баланса печи на основании замера температуры газов, покидающих камеру печи.

*Моментальная диагностика усредненного теплового баланса печи периодического действия*

Сущность подхода заключается в том, что из зависимости (2.26) выражается значение средней плотности теплового потока, падающего на поверхность металла в течение краткого, но конечного периода времени  $\Delta\tau$ :

$$\bar{q} = \frac{\bar{V}_m \cdot Q_n^p \cdot \Delta\tau - \bar{Q}_{nom} \cdot \Delta\tau - \bar{V}_m \cdot V_{y0} \cdot c^{t_{yx}} \cdot \bar{t}_{yx} \cdot (1 - \bar{k}_r) \cdot \Delta\tau - V_k \cdot c^{t_{yx}} \cdot \Delta\bar{t}_k}{F_m \cdot \Delta\tau}, \quad (7.7)$$

где  $\Delta \bar{t}_k$  – изменение средней температуры продуктов сгорания, заполняющих камеру печи, °С

Все величины в выражении имеют такое же значение, как и в зависимости (2.26). Знак усреднения над ними говорит о том, что берется среднее значение величин за период времени  $\Delta \tau$ .

Величина тепловых потерь камеры печи рассчитывается при помощи математической модели в реальном времени на основании заданных параметров технологии с учетом измеренных значений  $t_{yx}$  и  $\Delta \bar{t}_k$ .

В случае достаточно равномерного температурного поля в камере печи возможно уменьшение числа датчиков. Их минимальное количество – один датчик в районе рабочего окна, через которое продукты сгорания покидают камеру печи. В этом случае принимаем  $t_{yx} = \bar{t}_k$ .

Среднее значение коэффициента рекуперации за период времени  $\Delta \tau$  определяется как: 
$$k_r = \frac{\bar{V}_g \cdot c_g \cdot \overline{\Delta t_g}}{\bar{V}_m \cdot V_{y0} \cdot c^{t_{yx}} \cdot \bar{t}_{yx}}$$

где  $\Delta t_b$  – среднее повышение температуры воздуха в результате нагрева в рекуператоре за период времени  $\Delta \tau$ , °С.

Величина  $\Delta t_b$  определяется в результате замеров температуры холодного воздуха и его температуры в раздающем коробе перед горелками.

Итоговый коэффициент теплоотдачи к поверхности нагреваемого металла:

$$\bar{\alpha}_\Sigma = \frac{\bar{q}}{\bar{t}_{yx} - \bar{t}_{нов}}$$

где  $\bar{t}_{нов}$  – средняя температура поверхности нагреваемого металла в течение рассматриваемого периода времени  $\Delta \tau$ .

Величина  $\bar{t}_{нов}$  определяется при помощи математической модели нагрева металла при задании граничных условий второго рода. Причем на некотором «i» шаге по времени рассчитываются



параметры теплообмена  $\bar{t}_{\text{пов}}$  и  $\bar{\alpha}_{\Sigma}$ , на основании замеров величины  $t_{\text{yx}}$ , выполненных на шаге «i-1». Таким образом, имеет место смещение на один шаг по времени (на величину  $\Delta\tau$ ) между ходом процесса и его расчетом в темпе реального времени.

Наличие этого комплекса информации позволяет также определять текущие значения коэффициента использования топлива и КПД печи.

Предложенный подход содержит в себе возможность экспериментальной проверки влияния различных параметров технологии на эффективность нагрева.

Поскольку итоговый коэффициент теплоотдачи представляет собой сумму лучистой и конвективной составляющих, зная одну из них и, определив при помощи предложенной системы величину  $\bar{\alpha}_{\Sigma}$ , находим величину неизвестной составляющей.

В случае, если неизвестной является лучистая составляющая, ее определение позволит получить зависимость приведенного коэффициента излучения от температуры на основании следующего выражения:

$$\alpha_{\text{л}} = \bar{\alpha}_{\Sigma} - \alpha_{\text{к}} = \frac{C_{\text{пр}}(\bar{t}_{\text{yx}}) \cdot \left( \left( \frac{\bar{t}_{\text{yx}} + 273}{100} \right)^4 - \left( \frac{\bar{t}_{\text{пов}} + 273}{100} \right)^4 \right)}{\bar{t}_{\text{yx}} - \bar{t}_{\text{пов}}}.$$

Для решения этой задачи необходимо воспользоваться итерационной процедурой.

Для случая известной зависимости приведенного коэффициента излучения от температуры и соответственно лучистой составляющей итогового коэффициента теплоотдачи появляется возможность определения конвективной составляющей:  $\alpha_{\text{к}} = \bar{\alpha}_{\Sigma} - \alpha_{\text{л}}$ .

После получения сведений о значениях  $\alpha_{\text{к}}$  для разных параметров технологии определяются значения коэффициентов

критериального уравнения, описывающего конвективный теплообмен в конкретном агрегате.

*Моментальная диагностика усредненного теплового баланса печи непрерывного действия*

Для многозонных агрегатов непрерывного действия получение информации об особенностях лучистого и конвективного теплообмена в каждой из зон агрегата может быть реализовано при помощи следующих выражений с использованием разработанной выше методологии:

$$\bar{q}_1 = \frac{\bar{V}_1^m \cdot Q_n^p \cdot d\tau + \bar{V}_1^m \cdot V_{\text{гоз}}^{y\delta} \cdot \bar{t}_B^{\text{под}} \cdot d\tau - \bar{Q}_1^{\text{ном}} \cdot d\tau - \bar{V}_1^m \cdot V_{\delta}^{y\delta} \cdot c^{t_1^{yx}} \cdot \bar{t}_1^{yx} \cdot d\tau}{F_1^M \cdot d\tau},$$

$$\bar{q}_2 = \frac{\bar{V}_2^m \cdot Q_n^p \cdot d\tau + \bar{V}_2^m \cdot V_{\text{гоз}}^{y\delta} \cdot \bar{t}_B^{\text{под}} \cdot d\tau + \bar{V}_1^m \cdot V_{\delta}^{y\delta} \cdot c^{t_1^{yx}} \cdot \bar{t}_1^{yx} \cdot d\tau - \bar{Q}_2^{\text{ном}} \cdot d\tau - (\bar{V}_1^m + \bar{V}_2^m) \cdot V_{\delta}^{y\delta} \cdot c^{t_2^{yx}} \cdot \bar{t}_2^{yx} \cdot d\tau}{F_2^M \cdot d\tau},$$

$$\bar{q}_i = \frac{\bar{V}_i^m \cdot Q_n^p \cdot d\tau + \bar{V}_i^m \cdot V_{\text{гоз}}^{y\delta} \cdot \bar{t}_B^{\text{под}} \cdot d\tau + \left( \sum_{j=1}^{i-1} \bar{V}_j^m \cdot V_{\delta}^{y\delta} \right) \cdot c^{t_{i-1}^{yx}} \cdot \bar{t}_{i-1}^{yx} \cdot d\tau - \bar{Q}_i^{\text{ном}} \cdot d\tau - \left( \sum_{j=1}^i \bar{V}_j^m \cdot V_{\delta}^{y\delta} \right) \cdot c^{t_i^{yx}} \cdot \bar{t}_i^{yx} \cdot d\tau}{F_i^M \cdot d\tau},$$

$$\bar{q}_n = \frac{\bar{V}_n^m \cdot Q_n^p \cdot d\tau + \bar{V}_n^m \cdot V_{\text{гоз}}^{y\delta} \cdot \bar{t}_B^{\text{под}} \cdot d\tau + \left( \sum_{j=1}^{n-1} \bar{V}_j^m \cdot V_{\delta}^{y\delta} \right) \cdot c^{t_{n-1}^{yx}} \cdot \bar{t}_{n-1}^{yx} \cdot d\tau - \bar{Q}_n^{\text{ном}} \cdot d\tau - \left( \sum_{j=1}^n \bar{V}_j^m \cdot V_{\delta}^{y\delta} \right) \cdot c^{t_n^{yx}} \cdot \bar{t}_n^{yx} \cdot d\tau}{F_n^M \cdot d\tau}.$$

Все величины несут ту же смысловую нагрузку, что и в случае однозонного агрегата; нижние индексы указывают на принадлежность величины к конкретной зоне.

*Использование концепции моментальной диагностики теплового баланса для управления работой печи в режиме реального времени*

В основе реализации этой концепции лежит создание эталонной диаграммы конкретных операций тепловой обработки садки металла с заданными параметрами в конкретной печи. Эта задача может быть решена при помощи аналитических методик или математической модели, базирующейся на решении дифференциального уравнения нестационарной теплопроводности. При этом возможна реализация метода «прострела», когда, исследуя влияние варьирования параметров нагрева с определенным шагом на динамику температурного

поля металла, добиваемся наилучшего результата согласно заданным критериям оценки (темп нагрева, изменение температурного перепада по сечению тел в течение нагрева). Помимо изменения температур характерных точек нагреваемых тел, температур греющих сред (дыма, кладки, печи) для совместного анализа на тепловой диаграмме должно быть представлено изменение суммарного теплового потока, падающего на поверхность металла в течение нагрева, и количества тепла, усвоенного металлом на конкретный момент времени.

На основании сигналов технических средств диагностики моментальных балансов печи сравниваем для каждого анализируемого периода времени  $\Delta t$  количество тепла, которое должно было быть поглощено металлом, с реально усвоенным количеством тепла. В случае рассогласования вносится корректировка в параметры нагрева, снятые с эталонной диаграммы.

## 7.6 Выводы

Рассмотрены основные предпосылки создания систем импульсного отопления агрегатов.

Выдвинута гипотеза об усилении лучистой теплопередачи при волнообразном изменении температуры теплоносителя, заполняющего рабочую камеру печи. При помощи моделей нагрева термически тонких и реальных тел показано отсутствие лучистого «ускорения» теплообмена при импульсном отоплении агрегатов, что опровергает выдвинутую гипотезу.

Определен набор критериев для описания конвективного теплообмена при импульсном режиме течения сред. По сравнению с уравнением, описывающим безимпульсный теплообмен, должен быть добавлен критерий Струхаля.

Для экспериментального изучения данного явления создана лабораторная установка, создающая пульсацию среды за счет вращения круглой заслонки в полости подводящего трубопровода. Тарировочный коэффициент для установки был определен на основании анализа ряда экспериментальных точек, снятых для безимпульсного режима, описываемого известным экспериментальным уравнением.

На основании ряда экспериментов для импульсного режима течения среды и анализа их результатов получено критериальное уравнение, описывающее конвективный теплообмен при поперечном обтекании цилиндрических тел и импульсном изменении расхода среды.

Предложены технические решения и созданы алгоритмические подходы для реализации импульсного отопления реальных теплотехнологических установок.

Проработаны основы создания систем диагностики тепловой работы печных агрегатов, основой работы которых является измерение температуры продуктов сгорания, покидающих агрегат и построение моментальных тепловых балансов.

## ГЛАВА 8. РАЗВИТИЕ ТЕПЛОВЫХ АСПЕКТОВ РЕАЛИЗАЦИИ СОВМЕЩЕННЫХ ПРОЦЕССОВ РАЗЛИВКИ-ПРОКАТКИ

Несмотря на то, что технологии совмещенной разливки-прокатки необычайно перспективны с точки зрения повышения энергоэффективности, в рамках украинской черной металлургии они до сих пор не нашли применения, а для цветной металлургии актуальной является задача совершенствования существующих литейно-прокатных модулей и создания новых конструкций.

Для оценки эффективности использования литейно-прокатных модулей (ЛПМ) по сравнению с разомкнутым технологическим циклом и для сравнения тепловой работы различных ЛПМ предложено ввести понятие эффективности использования тепла разливаемого металла:

$$\eta_{эф} = \frac{Q_{х.п.} - Q_{ЛПМ}}{Q_{х.п.}},$$

где  $Q_{х.п.}$  – теплота, затрачиваемая на нагрев металла под прокатку при холодном посаде, Дж/кг

$Q_{ЛПМ}$  – теплота, затрачиваемая на нагрев металла под прокатку с учетом использования тепла разливаемого металла (горячий посад или прямая прокатка), Дж/кг.

Крайними значениями эффективности использования тепла разливаемого металла являются «0» и «1», причем первое значение соответствует полному отсутствию использования тепла разливаемого металла и холодному посаду, а второе – прямой прокатке без промежуточного нагрева. Использование предложенного показателя позволяет сравнивать между собой эффективность работы различных ЛПМ или одной и той же ЛПМ при разных режимах работы.

Таким образом, экономия тепла ( $\Delta Q$ , Вт) при использовании ЛПМ по сравнению с разомкнутой схемой и холодным посадом составляет:

$$\Delta Q = Q_{xn} \cdot \eta_{эф} \cdot a \cdot b \cdot v \cdot \rho,$$

$a, b$  – ширина и высота заготовки в поперечном сечении, м;

$v$  – скорость разливки, м/с.

Максимальная экономия будет достигнута при значении  $\eta_{эф}$ , равном единице. Однако на практике есть объективные причины, которые не позволяют реализовывать прямую прокатку без всякого промежуточного подогрева:

- реальные теплосодержание металла и его среднemasсовая температура могут быть недостаточны для того, чтобы начинать прокатку и иметь достаточный запас тепла для ее завершения;
- непрерывнолитые заготовки могут иметь дефекты, которые не позволяют получать прокатную продукцию заданного качества, что определяет необходимость осмотра заготовок и в случае, когда это возможно, устранения дефектов путем горячего ремонта.

Для наиболее эффективной синхронизации работы ЛПМ и достижения максимально возможной степени использования тепла заготовок для существующих и проектируемых комплексов помимо надежной и бездефектной работы отдельных технологических элементов необходимо иметь научный инструментарий для описания и изучения различных процессов в пределах ЛПМ.

В общем виде известны научные и инженерные подходы для комплексного описания процессов разливки – доводки теплового состояния заготовок – прокатки в рамках единого комплекса непрерывного действия [40-47]. Однако в отечественной металлургической науке они еще не отработаны в полной мере. Особенно важной является разработка теплотехнических параметров этой технологии, что необходимо для проектирования оборудования таких комплексов, выбора рациональных (оптимальных) параметров его работы и реализации эффективного автоматического управления.

Для решения названных вопросов автор использует созданный во второй главе единый математический комплекс для изучения тепловых процессов в системах производства непрерывнолитой заготовки и ее тепловой обработки. Выделение теплоты в массиве металла, вызванной деформацией в прокатном оборудовании, учитывается при помощи введения источника тепла  $F$  в дифференциальное уравнение нестационарной теплопроводности для каждого внутреннего узла сетки на время пребывания этого расчетного сечения в конкретном элементе прокатного оборудования. Количественное значение величины  $F$  зависит от параметров геометрического и теплового состояния металла перед станом, степени обжатия и определяется по известным зависимостям [44].

При наличии изменения геометрических параметров расчетного поперечного сечения заготовки оно должно быть отражено при задании геометрических условий задачи для каждого характерного участка ЛПМ. Например, за счет изменения расстояния между узлами сетки при сохранении их числа.

Поскольку расчетное поперечное сечение заготовки при движении вдоль технологической оси ЛПМ последовательно проходит участки с различными закономерностями теплообмена, необходимо вариантное задание граничных условий теплообмена на поверхности расчетного сечения. При использовании граничных условий третьего рода значение итогового коэффициента теплоотдачи  $\alpha$  и температуры среды  $T_{cp}$  для конкретных узлов на поверхности расчетного сечения задаются при помощи следующих выражений:

$$\alpha(x, y, z) = \begin{cases} \alpha_1(y, z) & \text{при } x \leq L_1; \\ \alpha_2(y, z) & \text{при } L_1 < x \leq L_2; \\ \dots \\ \alpha_i(y, z) & \text{при } L_{i-1} < x \leq L_i; \\ \dots \\ \alpha_n(y, z) & \text{при } L_{n-1} < x \leq L_n; \end{cases}$$

$$T_{cp}(x, y, z) = \begin{cases} T_{cp1}(y, z) & \text{при } x \leq L_1; \\ T_{cp2}(y, z) & \text{при } L_1 < x \leq L_2; \\ \dots \\ T_{cpi}(y, z) & \text{при } L_{i-1} < x \leq L_i; \\ \dots \\ T_{cpn}(y, z) & \text{при } L_{n-1} < x \leq L_n, \end{cases}$$

где  $x$  – координата расчетного сечения на технологической оси ЛПМ, м;

$y, z$  – координата конкретного узла на поверхности расчетного поперечного сечения, м;

$L_1, L_2, L_i, L_n$  – длины характерных участков ЛПМ, м;

$n$  – число характерных участков ЛПМ.

Текущее положение расчетного сечения в зависимости от времени определяется как:

$$x(\tau) = \dots \begin{cases} v_1 \cdot \tau & \text{при } \tau \leq \tau_{пред1}, \text{ где } \tau_{пред1} = L_1 / v_1 \\ L_1 + v_2 \cdot (\tau - \tau_{пред1}) & \text{при } \tau_{пред1} < \tau \leq \tau_{пред2}, \text{ где } \tau_{пред2} = \tau_{пред1} + L_2 / v_2 \\ \dots \\ \sum_{j=1}^{i-1} L_j + v_i \cdot (\tau - \tau_{предi-1}) & \text{при } \tau_{предi-1} < \tau \leq \tau_{предi}, \text{ где } \tau_{предi} = \tau_{предi-1} + L_i / v_i \\ \dots \\ \sum_{j=1}^{n-1} L_j + v_n \cdot (\tau - \tau_{предn-1}) & \text{при } \tau_{предn-1} < \tau \leq \tau_{предn}, \text{ где } \tau_{предn} = \tau_{предn-1} + L_n / v_n \end{cases}$$

где  $v_1, v_2, v_i, v_n$  – скорости движения расчетного сечения в пределах характерных участков, м/с;



$\tau_{\text{пред}1}, \tau_{\text{пред}2}, \tau_{\text{пред} i}, \tau_{\text{пред} n}$  – время нахождения расчетного сечения в конечных точках соответствующих участков ЛПМ.

Предложены следующие подходы для определения скоростей движения расчетного сечения по участкам ЛПМ.

Для МНЛЗ без обжата заготовок с жидкой сердцевиной эта величина численно равна скорости разливки. При наличии обжата скорость разливки суммируется с добавочной компонентой, определяемой из условия сплошности с учетом параметров обжата. Для порезки заготовок и их нахождения на холодильнике для осмотра и ремонта до посадки в печь вводится условная скорость движения  $v_{\text{усл}}$  (в общем случае может быть выбрана любая величина), тогда условная длина такого участка определяется в зависимости от времени пребывания заготовки ( $\tau_{\text{зад}}$ ) на нем, как  $L_{\text{усл}} = v_{\text{усл}} \cdot \tau_{\text{зад}}$ .

Для смежных участков, разделенных прокатным оборудованием, изменение скорости определяется изменением площади поперечного сечения, согласно условию сплошности скорости на таких участках относятся как  $\frac{v_i}{v_{i-1}} = \frac{F_{i-1}}{F_i}$ , где  $F_{i-1}$  и  $F_i$  – площади поперечного сечения заготовки для двух соседних характерных участков ЛПМ.

Для максимальной информативности результатов математического моделирования тепловой работы ЛПМ, возможности их использования на стадии проектирования таких агрегатов или эффективного управления существующими в литературе введено понятие среднемассовой энтальпии металла [41], которую предложено вычислять для начального и конечного участков каждого элемента оборудования ЛПМ.

В данной работе величину среднемассовой энтальпии предложено определять для каждого момента времени в рамках математической модели по следующим зависимостям.

Энтальпия произвольного элементарного объема металла определяется как:

$$i = \begin{cases} Q_{кр} + T_c \cdot c_{mm}(T_c) + (t - T_{л}) \cdot c_{жсм}(t) & \text{при } t \geq T_{л}; \\ t \cdot c_{mm}(t) & \text{при } t \leq T_c; \\ c_{mm}(T_c) + Q_{кр} \cdot \left(1 - \frac{T_{л} - t}{T_{л} - T_c}\right) & \text{при } T_c < t < T_{л}, \end{cases}$$

где  $c_{тм}$ ,  $c_{жм}$  – удельные массовые энтальпии твердого и жидкого металла соответственно, Дж/(кг·К);

$Q_{кр}$  – теплота кристаллизации, Дж/кг.

Тогда среднемассовая энтальпия в зависимости от геометрических условий определяется следующим образом:

– для одномерной задачи и прямоугольной системы координат (моделирование температурного поля сляба)

$$i_{см} = \frac{\sum_{j=2}^{n-1} i_j}{n-2};$$

– для двухмерной задачи и прямоугольной системы координат (моделирование температурного поля сортовой заготовки, либо прецизионное моделирование температурного

поля сляба) 
$$i_{см} = \frac{\sum_{j=2}^{n-1} \sum_{k=2}^{m-1} i_{j,k}}{(n-2) \cdot (m-2)};$$

– для одномерной задачи и полярной системы координат

$$i_{см} = \frac{\sum_{j=2}^{l-1} (i_j \cdot (R_{j+1} - R_j))}{R},$$

где  $n$ ,  $m$ ,  $l$  – число узлов сетки по толщине, ширине и радиусу заготовки соответственно.

Использование величины среднемассовой энтальпии позволяет путем простых выражений определять количества

тепла, требуемые для доведения теплового состояние заготовок от исходного состояния до заданного:

– для движущегося потока металла (Вт):

$$Q = a \cdot b \cdot v \cdot \rho \cdot (i_{cm2} - i_{cm1});$$

– для отдельной заготовки (Дж):  $Q = a \cdot b \cdot L \cdot \rho \cdot (i_{cm2} - i_{cm1})$ ,

где  $i_{cm1}$   $i_{cm2}$  – среднemasсовые энтальпии металла в исходном и заданном состояниях, Дж/кг;

$a$ ,  $b$  – размеры граней заготовки в поперечном сечении заготовки, м;

$v$  – скорость разливки, м/с;

$\rho$  – плотность металла заготовок, кг/м<sup>3</sup>;

$L$  – длина заготовки, м.

Ниже систематизированы типовые задачи, решаемые при помощи предложенного инструментария (рис. 8.1.):

– решение вопроса о достаточности теплосодержания заготовки после МНЛЗ для прямой прокатки без догрева (в случае если это допускается по технологическим соображениям: непрерывнолитая заготовка заведомо не имеет дефектов, которые вызовут отбраковку прокатной продукции, поэтому осмотр и ремонт не нужны). Для этого полученные в результате численных экспериментов данные о среднemasсовой энтальпии металла после МНЛЗ сравниваются со значением энтальпии, соответствующим среднemasсовой температуре, необходимой для прокатки;

– определение рационального времени выравнивания температурного поля заготовок, обладающих после МНЛЗ достаточным запасом тепла для прокатки, на основе анализа результатов численных экспериментов. Для этого проводятся численные эксперименты для комплекса: МНЛЗ – выравнивание температурного поля, при этом в качестве времени выравнивания задается величина, заведомо превышающая требуемое значение.

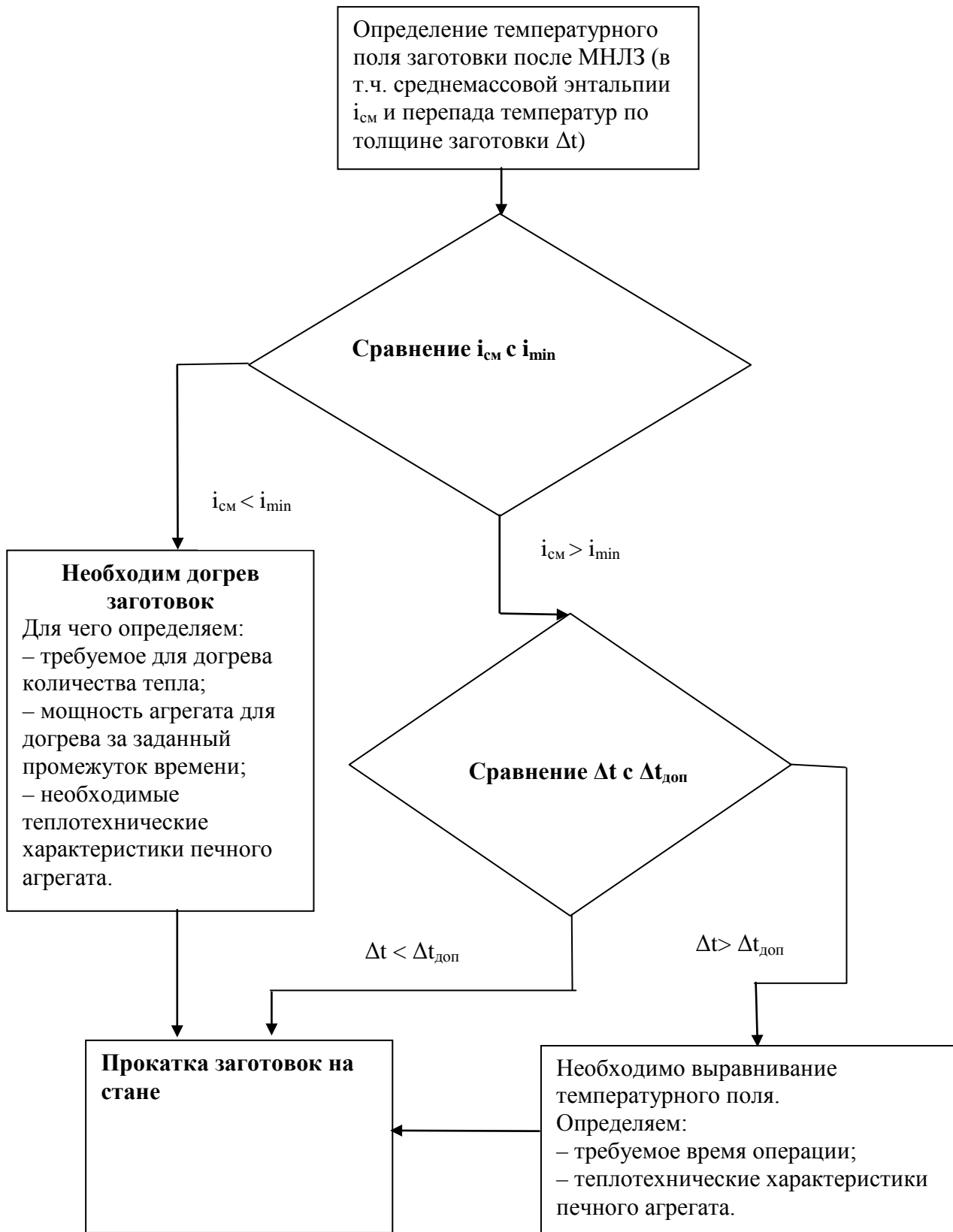


Рисунок 8.1 – Схема использования созданного научно-технического инструментария для определения параметров печного оборудования комплексов разливки-прокатки на стадии проектирования и разработки алгоритмов управления их тепловой работой ( $i_{\min}$  – минимальное значение среднемассовой энтальпии металла, допускающее прокатку заготовок в чистовой клети,  $\Delta t_{\text{доп}}$  – допускаемый для бездефектной прокатки перепад температуры по толщине заготовки)

Из анализа изменения температуры в узлах сетки по толщине заготовки на соответствующей диаграмме делается вывод о том, в какой момент времени достигается приемлемая величина перепада температур, и выравнивание может быть остановлено;

– определение общего количества тепла (тепловой мощности), которое необходимо подвести к металлу для догрева заготовок, не обладающих достаточным запасом тепла:

– для заготовки:

$$Q = a \cdot b \cdot L \cdot \rho \cdot (i_{см\ зад} - i_{см\ МНЛЗ}), \text{ Дж} \quad (8.1)$$

– требуемая тепловая мощность агрегата для догрева заготовок, например, для случая полной синхронизации МНЛЗ и стана имеем

$$Q = a \cdot b \cdot v \cdot \rho \cdot (i_{см\ зад} - i_{см\ МНЛЗ}), \text{ Вт}, \quad (8.2)$$

где  $i_{см\ зад}$ ,  $i_{см\ МНЛЗ}$  – среднемассовая энтальпия металла заготовок заданная и после МНЛЗ (или осмотра и ремонта на холодильнике) соответственно, Дж/кг.

– определение средней плотности теплового потока, который необходимо подводить в печном агрегате для догрева металла, при условии реализации этой операции в течение заданного промежутка времени  $\tau_n$ :

– при нагреве сортовой заготовки с четырех сторон (методическая печь с шагающими балками):

$$\bar{q} = \frac{a}{4 \cdot \tau_n} \cdot \rho \cdot (i_{зад} - i_{послеМНЛЗ});$$

– при нагреве сортовой заготовки с двух сторон (толкательная методическая печь с двухсторонним обогревом):

$$\bar{q} = \frac{a}{2 \cdot \tau_n} \cdot \rho \cdot (i_{зад} - i_{послеМНЛЗ});$$

– при нагреве сортовой заготовки с одной стороны (толкательная методическая печь с односторонним обогревом):

$$\bar{q} = \frac{a}{\tau_n} \cdot \rho \cdot (i_{зад} - i_{послеМНЛЗ});$$

– при двухстороннем нагреве сляба (притоком тепла через узкие грани пренебрегаем):

$$\bar{q} = \frac{b}{2 \cdot \tau_n} \cdot \rho \cdot (i_{зад} - i_{послеМНЛЗ});$$

– при одностороннем нагреве сляба (притоком тепла через узкие грани пренебрегаем):

$$\bar{q} = \frac{b}{\tau_n} \cdot \rho \cdot (i_{зад} - i_{послеМНЛЗ});$$

– выбор температуры печи, которая позволяла бы достичь заданную среднюю плотность теплового потока на поверхность металла – эту задачу можно решить, используя аналитические подходы (зная начальную температуру поверхности металла и заданный тепловой поток, напрямую рассчитать температуру печи) либо при помощи математической модели, задавая различные значения температуры печи для проведения численных экспериментов и зафиксировав значение температуры печи, позволяющее достичь заданный результат;

– анализ теплового состояния металла заготовок после нагрева на предмет приемлемости полученного значения теплового перепада.

Таким образом, в данной главе создан комплекс инструментов, позволяющих решить как тепловые аспекты вопросов предварительной конструкторской проработки комплексов совмещенной разливки-прокатки, так и производить углубленное исследование и оптимизацию работы существующего оборудования.

Как было отмечено выше, наибольший энергосберегающий эффект будет достигнут при возможности прямой прокатки металла без промежуточного подогрева. Для реализации такой технологии необходимо выполнение двух условий:

– возможность прокатки непрерывнолитых заготовок без осмотра и ремонта;

– наличие достаточного запаса тепла в непрерывнолитых заготовках после МНЛЗ для прямой прокатки.

Что касается первого условия, то уровень безаварийности и бездефектности работы МНЛЗ постоянно повышается. Второе условие нуждается в проверке, которая может быть выполнена при помощи созданного в работе инструментария.

Такое исследование было проведено для концептуального проволочного ЛПМ, имеющего в своем составе сортовую МНЛЗ и проволочный стан. Рассматривались случаи разливки рядовых марок стали на радиальной сортовой МНЛЗ с тремя секторами вторичного охлаждения (1-ый длиной 0,45 м; 2-ой – 2 м; 3-ий – 4 м) и расстоянием от мениска до резки 22м.

Численные эксперименты проведены для всего диапазона стандартных сечений сортовых заготовок для скоростей разливки, при которых металлургическая длина МНЛЗ составляет от 0,6 до 0,9 (с шагом 0,05) расстояния от мениска до резки.

При задании граничных условий теплообмена в ЗВО использована следующая схема: для каждого сочетания скорости разливки и сечения заготовки выбиралось два уровня полного удельного расхода воды: 0,6 л/кг (ослабленное охлаждение) и 1 л/кг (нормальное охлаждение); полный расход распределен между секторами ЗВО в следующей пропорции 0,15/0,4/0,45; от удельных расходов воды, приходящихся на каждый сектор, при помощи зависимостей, представленных в Таблице 4.2, осуществлен переход к коэффициентам теплоотдачи по секторам для задания граничных условий.

Поскольку в ЛПМ заготовки для прокатки отправляются непосредственно в чистовую клеть в качестве минимальных значений среднемассовой температуры металла и

среднемассовой энтальпии выбраны  $1000^{\circ}\text{C}$  и  $700$  кДж/кг соответственно.

В результате проведения серии численных экспериментов для всех сочетаний исходных данных установлено, что во всех рассмотренных случаях теплосодержание металла достаточно для прокатки без догрева. Результаты численных экспериментов, полученные для скоростей разливки заготовок, при которых отношение металлургической длины к расстоянию от мениска до резки составляет  $0,85$ , представлены в табл. 8.1.

Даже в тех случаях, когда металл заготовки обладает достаточным запасом тепла, перепад температур по толщине заготовки значительно превышает допустимые значения, достигая  $100\text{-}200^{\circ}\text{C}$  по толщине заготовки, так для заготовки  $100\times 100$  мм имеем перепад, достигающий  $3000^{\circ}\text{C}/\text{м}$  (рис. 8.2). Очевидно, что в этом случае перед началом прокатки необходимо усреднение температурного поля. Для этой цели предложено использовать хорошо теплоизолированный печной агрегат, в котором реализовывалось бы выравнивание температурного поля, а также была предусмотрена возможность подвода тепла для догрева металла в случае усиления охлаждения в рамках МНЛЗ, потери части тепла при транспорте от МНЛЗ к печи и для покрытия теплотерь печи.

Пример реализации операции выравнивания температурного поля в таком агрегате представлен на рис.8.3, на котором рассмотрен тот же фрагмент формирования заготовки в пределах МНЛЗ, что и на рис 8.2 (период времени до  $200$  с) и выравнивание температурного поля при установленной температуре печи –  $1200^{\circ}\text{C}$ . При задании граничных условий все грани заготовки приняты свободными и участвующими в теплообмене с печной средой (как для печи с шагающими балками).



Таблица 8.1 – Среднемассовые энтальпии металла непрерывнолитой сортовой заготовки перед резкой и соответствующие исходные данные, для которых проводились численные эксперименты

Сечение	Скорость разливки, м/мин	Суммарный удельный расход воды на ЗВО л/кг	Коэффициент теплоотдачи в 1-ом секторе, Вт/(м <sup>2</sup> ·К)	Коэффициент теплоотдачи во 2-ом секторе, Вт/(м <sup>2</sup> ·К)	Коэффициент теплоотдачи в 3-ем секторе, Вт/(м <sup>2</sup> ·К)	Округленные значения остаточная энтальпия металла перед резкой, кДж/кг
100x100	6,7	1	1617	862	485	834
		0,6	970	517	291	877
120x120	4,7	1	1361	725	408	833
		0,6	816	435	245	875
125x125	4,3	1	1349	719	404	815
		0,6	778	415	233	860
130x130	4,0	1	1255	669	376	813
		0,6	752	401	225	860
150x150	3,0	1	1086	579	325	806
		0,6	651	347	195	845

Исследованная при помощи численного эксперимента длительность процесса выравнивания составила 200 с (от 200 до 400 с по рис 8.3). При этом уже через 100 с была достигнута величина температурного перепада по толщине заготовки порядка 10°С, которая далее практически не менялась. Таким образом, для заготовок с достаточным запасом тепла для прокатки выравнивание теплового состояния в течение периода времени, сопоставимого с временем формирования заготовки в пределах МНЛЗ, позволяет достичь высокую равномерность температурного поля.

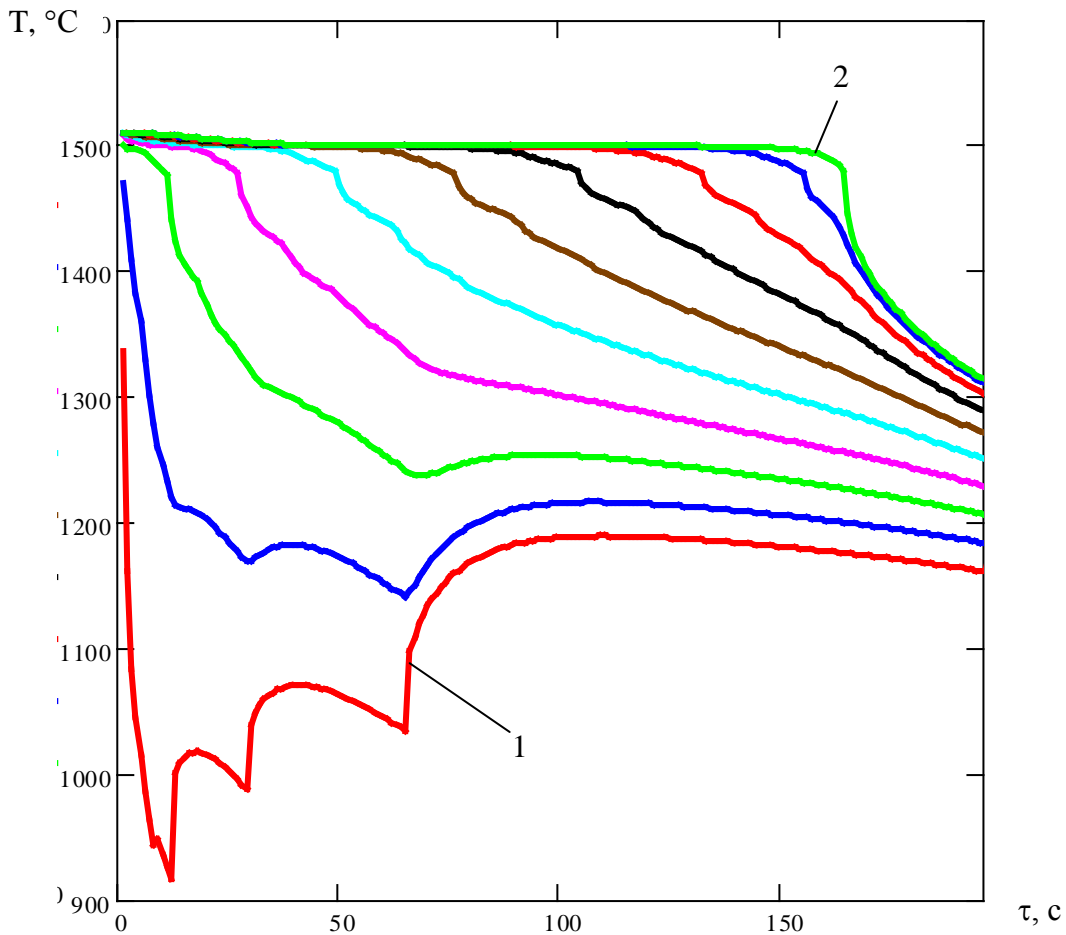


Рисунок 8.2 – Изменение температурного состояния заготовки в пределах МНЛЗ для случая разливки заготовки сечением 100x100 мм со скоростью 6,7 м/мин (1 – поверхность заготовки, 2 – середина; остальные линии соответствуют слоям, лежащим через каждые 11,1 мм)

На основании результатов математического моделирования установлено, что и во всех других рассмотренных случаях для заготовок с достаточным запасом тепла для прокатки выравнивание теплового состояния в течение периода времени 200-400 с, сопоставимого со временем формирования заготовки в пределах МНЛЗ, позволяет достичь высокую равномерность температурного поля (перепад по толщине заготовки не более 10 °C).

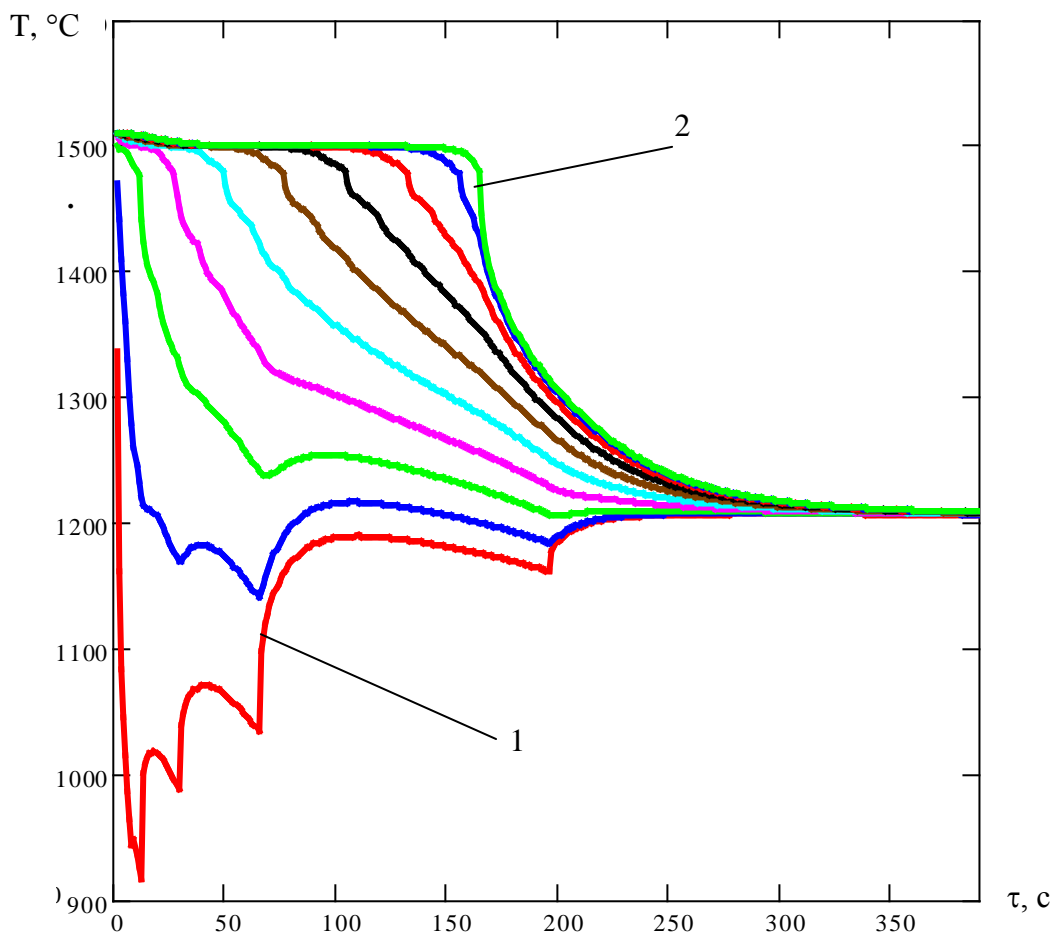


Рисунок 8.3 – Изменение температурного состояния заготовки в пределах МНЛЗ для случая разливки заготовки сечением 100x100 мм со скоростью 6,7 м/мин и последующего усреднения температурного поля (1 – поверхность заготовки, 2 – середина; остальные линии соответствуют слоям, лежащим через каждые 11,1 мм)

Также установлено, что при разливке стали со скоростями, при которых металлургическая длина составляет менее 0,5 расстояния от мениска до резки, сопровождаемой интенсивным охлаждением, либо при произвольных параметрах разливки и задержке заготовки после МНЛЗ в зоне воздушного охлаждения могут быть получены значения среднемассовой энтальпии металла меньше нижней границы допустимого для прокатки диапазона. В этом случае необходим догрев металла. Установлено, что в случае если остаточное теплосодержание

металла на 10-15% меньше заданного, то догрев заготовок в методической печи с шагающими балками может быть выполнен в течение периода времени до 700 с, сопоставимого со временем пребывания заготовки в пределах МНЛЗ.

## Выводы

Предложена величина для анализа тепловой работы ЛПМ – эффективность использования тепла разливаемого металла, представляющая собой относительное снижение расхода энергии на нагрев заготовок в печи конкретного ЛПМ по сравнению с разомкнутым циклом. На основании этой величины удобно проводить сравнительный анализ энергоэффективности различных ЛПМ между собой. Проиллюстрировано, что препятствиями на пути реализации такой технологии являются возможные дефекты непрерывнолитых заготовок, нуждающиеся в устранении и недостаточный запас тепла заготовок после МНЛЗ.

Разработаны приемы использования созданного во второй главе данной работы универсального математического комплекса для изучения тепловых процессов в рамках ЛПМ. Для более эффективного и прозрачного анализа тепловых процессов предложен ряд зависимостей, позволяющих определять количества тепла, необходимые для реализации конкретных операций на основании использования понятия среднемассовой энтальпии.

Выполнены исследования теплового состояния заготовок, получаемых на современных сортовых МНЛЗ, для решения вопроса о необходимости догрева или других технологических операций для прямой прокатки. Установлено, что для радиальной сортовой МНЛЗ (рассмотрено расстояние от мениска до резки 22 м) при разливке сортовых заготовок всех типоразмеров со скоростями, при которых металлургическая длина МНЛЗ

составляет от 0,6 до 0,9 (с шагом 0,05) расстояния от мениска до резки, теплосодержание достаточно для прямой прокатки без догрева. Однако перепад температуры по толщине заготовки таков, что необходимо выравнивание температурного поля. Для этой цели предложено использовать хорошо теплоизолированную печную камеру. Показано, что для выравнивания температурного поля в таких условиях достаточно промежутка времени 200-400 с, сопоставимого со временем разлива заготовок.

Также установлено, что при разливе стали со скоростями, при которых металлургическая длина составляет менее 0,5 расстояния от мениска до резки, сопровождаемой интенсивным охлаждением, либо при произвольных параметрах разлива и задержке заготовки после МНЛЗ в зоне воздушного охлаждения могут быть получены значения среднемаассовой энтальпии металла, меньшие нижней границы допустимого для прокатки диапазона. В этом случае необходим догрев металла. Установлено, что в случае если остаточное теплосодержание металла на 10-15% меньше заданного, то догрев заготовок в методической печи с шагающими балками может быть выполнен в течение периода времени до 700 с, сопоставимого со временем пребывания заготовки в пределах МНЛЗ.

## ПЕРЕЧЕНЬ ССЫЛОК

1. Кендюхов О.В. Стратегія соціально-економічного розвитку України: мета, завдання і ключові проблеми / Кендюхов О.В // Економіка промисловості. – 2009. – 4 (47). – С. 3-6.
2. Основные концептуальные положения энергосбережения на предприятиях черной металлургии / А.А. Злобин, В.Н. Курятов, А.П. Мальцев, Г.А. Романов // Общество и экономика. – 2003. – № 4. – С. 29-35.
3. Лисиенко В.Г. Энергетический анализ – методология и энергосбережение в металлургии / В.Г. Лисиенко, Я.М. Щелков // Энергетика региона – 2000.– № 1.– С. 21-23.
4. Никифоров Г.В. Энергосбережение на металлургических предприятиях / Г.В.Никифоров, Б.И. Заславец. – Магнитогорск: МГТУ, 2000. – 283 с.
5. Олейников В.К. Анализ и управление энергопотреблением на металлургических предприятиях: учебн. пособие / В.К. Олейников, Г.В. Никифоров. – Магнитогорск: МГТУ, 1999. – 219 с.
6. Воскобойников В.Г. Общая металлургия: учебник для вузов, 6-изд., перераб. и доп./ Воскобойников В.Г., Кудрин В.А., Якушев А.М.– М.: ИКЦ «Академкнига», 2005. - 768 с.
7. Минаев А.А. Совмещенные металлургические процессы / Минаев А.А. – Донецк: Унитех, 2008. – 552 с.
8. Смирнов А.Н. Современные технологии получения тонкого листа и полосы методами непрерывного литья / Смирнов А.Н. // Сборник трудов международной научно-практической конференции «50 лет непрерывной разливке стали в Украине», 3-4 ноября 2010, Донецк: ДонНТУ, 2010. – С. 60-70.
9. Ткаченко В.Н. Математическое моделирование, идентификация и управление технологическими процессами тепловой обработки материалов / Ткаченко В.Н. // Т.13. – Сер. «Задачи и методы: математика, механика, кибернетика». – Киев: Наукова думка, 2008.– 244 с.

10. Разливка черных металлов / Власов Н.Н., Король В.В., Радя В.С.– М.: Металлургия, 1987.– 230 с.
11. Смирнов А.Н. Развитие технологий и оборудования для непрерывной разливки в Украине / Смирнов А.Н. // Сборник трудов международной научно-практической конференции «50 лет непрерывной разливке стали в Украине», 3-4 ноября 2010. – Донецк: ДонНТУ, 2010. – С. 9-17.
12. Смирнов А.Н. Непрерывная разливка стали: Учебник / Смирнов А.Н., Куберский С.В., Штепан Е.В.– Донецк: ДонНТУ, 2011.– 482 с.
13. Создание и промышленная реализация современных высокоэффективных МНЛЗ для условий новых и действующих производств: опыт НКМЗ / Ю.Н. Белобров, В.С. Плугатарь, В.М. Пильгаев и др. // Сборник трудов международной научно-практической конференции «50 лет непрерывной разливке стали в Украине», 3-4 ноября 2010. – Донецк: ДонНТУ, 2010.– С. 187-192.
14. Огурцов А.П. Непрерывное литье стали / А.П. Огурцов, А.В. Гресс.– Днепропетровск: Системные технологии, 2002. – 675 с.
15. Бровман М. О перспективах развития непрерывного литья металлов / Бровман М. // НМ- оборудование. –2004.– № 5.– С. 49-56.
16. Непрерывная разливка сортовой заготовки / А.Н. Смирнов, С.В. Куберский, А.Л. Подкорытов и др. – Донецк: Цифровая типография, 2012. – 417 с.
17. Анализ тепловой работы кристаллизатора слябовой МНЛЗ / А.Н.Смирнов, А.Ю. Цупрун, Е.В. Штепан и др. // Сборник трудов международной научно-практической конференции «50 лет непрерывной разливке стали в Украине», 3-4 ноября 2010, Донецк: ДонНТУ, 2010. – С. 437-443.
18. Применение метода импульсно-непрерывной кристаллизации с целью регулирования структуры и свойств

- графитизированной стали / Н.М. Александрова, С.Ю. Макушев, А.В. Кушнарев и др. // Сталь. – 2006. – № 3. – С. 83-87.
19. Формирование оболочки непрерывнолитого слитка в кристаллизаторе при монотонном и импульсно-непрерывном режимах охлаждения / В.А. Поздняков, Д.А. Щербаков, Н.М. Александрова и др. // Металлы. – 2008. – № 3. – С.18-26.
20. Смирнов А.Н. Исследование динамики роста твердой корочки и ее деформации в кристаллизаторе современной сортовой МНЛЗ / Смирнов А.Н., Ухин В.Е., Подкорытов А.Л. // Сборник трудов международной научно-практической конференции «50 лет непрерывной разливке стали в Украине», 3-4 ноября. – 2010, Донецк: ДонНТУ, 2010.– С. 367-377.
21. Гридин С.В. Исследование усадочных явлений при формировании слябовой заготовки в зоне кристаллизатора / Гридин С.В. // Metallurgical and Mining Industry. – 2004. – № 8 (228). – С. 176-180.
22. Амитан В.Н. Изучение усадки непрерывнолитой сортовой заготовки с целью повышения стойкости кристаллизаторов / Амитан В.Н., Кравцов В.В., Бирюков А.Б. // Metallurgical and Mining Industry. – 2005. – № 1. – С 50-56.
23. Шатохин С. Проблемы и риски при использовании копий водовоздушных форсунок во вторичных зонах охлаждения МНЛЗ / Шатохин С. // Сборник трудов международной научно-практической конференции «50 лет непрерывной разливке стали в Украине», 3-4 ноября 2010. – Донецк: ДонНТУ, 2010. – С. 515-522.
24. Горяинова Т.В. Анализ влияния расходов воды в ЗВО на характер формирования макроструктуры слябов из перитектических марок / Горяинова Т.В. // Сборник трудов международной научно-практической конференции «50 лет



- непрерывной разливке стали в Украине» 3-4 ноября 2010, Донецк: ДонНТУ, 2010.– с. 302-306.
25. Фрик Ю. Новые системы и технологии вторичного охлаждения в слябовых машинах непрерывной разливки стали / Фрик Ю., Бойль Р. // Сборник трудов международной научно-практической конференции «50 лет непрерывной разливке стали в Украине», 3-4 ноября 2010, Донецк: ДонНТУ, 2010. – С. 307-323.
  26. Исследование теплового состояния роликов МНЛЗ / А.Ю. Цупрун, Е.В. Новикова, В.В. Кислица, С.А. Нагорный // Доклады III Междунар. науч.-техн. конф. “Прогрессивные технологии в металлургии стали: XXI век”, 31 октября – 2 ноября 2006. – Донецк, 2006. – С. 33-34.
  27. Кравцов В.В. Улучшение макроструктуры непрерывнолитых заготовок за счет скорректированных режимов охлаждения / Кравцов В.В., Бирюков А.Б., Масс Н.С. // Металл и литье Украины. – 2004. – № 12. – С. 16-17.
  28. Шелудченко В.И. Разработка оптимальных режимов вторичного охлаждения МНЛЗ / Шелудченко В.И., Кравцов В.В., Бирюков А.Б. // Труды X-ой Юбилейной Международной конференции «Ресурсоэнергосбережение в условиях рыночной экономики». – К.: НДЦ «Навтохім», 2003. – С. 50-51.
  29. Li C. Maximum casting speed for continuous cast steel billets based on sub-mold bulging computation / C. Li, B.G. Thomas // 85<sup>th</sup> Steelmaking Conf. Proc. ISS Warrendale – PA, 2002. – P. 109-130.
  30. Анализ термических напряжений, возникающих в корочке формирующегося непрерывного слитка / В.В. Кравцов, В.И. Шелудченко, А.Б. Бирюков, А.В. Митин // Сб. научн. трудов ДонНТУ. – 2004. – Вып. 70. – С. 46-49.
  31. Кравцов В.В. Анализ причин неравномерного продвижения фронтов кристаллизации от радиальных граней

- непрерывнолитых заготовок / Кравцов В.В., Бирюков А.Б., Масс Н.С. // *Металл и литье Украины*. – 2005. – № 1-2. – С. 15-16.
32. Бровман М.Я. О напряжениях в металле слитка при непрерывной разливке / Бровман М.Я. // *Металлы*. – 2006. – № 6. – С. 25-36.
33. Modern Combine Methods for Estimation Critical Bending and Unbending Parameters CCM / A.N. Smirnov, D.P. Kykuy, A.Y. Tsuprun, S.V. Gridin // 12th International Metallurgical & Materials Conference. - Hradec nad Moravici, Czech Republic: 2003. A20. P. – 215-223.
34. Dippenaar R. Strand surface cracks – the Role of Abnormally Large Prior-Austenite Grains / R. Dippenaar, S.C. Moon, E. Szekeres // *Irin&Steel Technology* 2007. – № 7. – P. 105-115.
35. Разработка комплекса технологических мероприятий для улучшения качества поверхности непрерывнолитых слябов высокопрочных перитектических марок сталей / О.Б. Исаев, И.В. Ганошенко, Е.А. Чичкарев, И.Л. Бродский. // Сборник трудов международной научно-практической конференции «50 лет непрерывной разливке стали в Украине», 3-4 ноября 2010, Донецк: ДонНТУ, 2010. – С. 147-164.
36. Толстых В.К. Оптимальное управление потоком тепла в затвердевающем металле, находящимся в многофазном состоянии, с целью улучшения характеристик твердой фазы / Толстых В.К., Володин Н.А., Черноног В.Е. // *Теплофизика высоких температур*. – 2003. № 2. – Т.41. – С. 404-407.
37. Куберский С.В. Особенности производства непрерывнолитых сортовых заготовок хромоникелевых титан содержащих нержавеющей сталей / Куберский С.В., Эссельбах В.С., Новохатский А.М. // Сборник трудов международной научно-практической конференции «50 лет непрерывной разливке стали в Украине» 3-4 ноября 2010, Донецк: ДонНТУ, 2010.–С. 276-285.

38. Kitamura S. Quality improvement of Bloom with Two Continuous casters / Shuchei Kitamura // SESISI Quarterly. – 2007. – № 3 36. – P. 36-43.
39. Кравцов В.В. Непрерывная разливка сортовых заготовок на повышенных скоростях как современная высокоэффективная ресурсо-энергосберегающая технология / В.В. Кравцов, А.Б. Бирюков // Труды международной конференции «Энергоэффективность крупного промышленного региона». – Донецк: ООО «Друк-Инфо», 2002. – С. 163-165.
40. Светковский У. Привязка УНРС к мелкосортным или проволочным станам / Светковский У. // МРТ. – 1993. – С. 56-62.
41. Мазур И.П. Тепловые процессы в производстве листового проката / Мазур И.П. – М.: ОАО «Черметинформация», 2002. – 103 с.
42. Лисин В.С. Оптимизация совмещенных литейно-прокатных процессов / В.С. Лисин, А.Н. Скороходов. – М.: Высш. шк., 1996. – 280 с.
43. Лисин В.С. Модели и алгоритмы расчета термомеханических характеристик совмещенных литейно-прокатных процессов / В.С. Лисин, А.А. Селянинов.– М.: Высш. шк., 1995. – 144 с.
44. Коновалов Ю.В. Расчет параметров листовой прокатки / Коновалов Ю.В., Остапенко А.Л., Пономарев В.И.. – М.: Metallurgy, 1986. – 430 с.
45. Лисица А.А. Разработка и исследование режимов деформирования тонких непрерывнолитых слябов в двухфазном состоянии на литейно-прокатных агрегатах: автореф. дис. на соискание ученой степени канд. техн. наук: спец. 05.16.05 «Обработка металлов давлением» / Лисица А.А.– Липецк, 2001. – 22 с.
46. Лисин В.С. Математическое моделирование совмещенных процессов и оптимизация технологических характеристик

- литейно-прокатных модулей: автореф. дис. на соискание ученой степени докт. техн. наук: спец. 05.16.05 «Обработка металлов давлением»/ Лисин В.С.– Липецк, 1996. – 45 с.
47. Мазур И.П. Развитие теории и совершенствование технологии производства листового проката на литейно-прокатных комплексах: автореф. дис. на соискание ученой степени докт. техн. наук: спец. 05.16.05 «Обработка металлов давлением»/ Мазур И.П.– Липецк, 2003. – 40 с.
48. Свинолобов Н.П. Печи черной металлургии: учебное пособие для вузов / Н.П. Свинолобов, В.Л. Бровкин. – Днепропетровск: Пороги, 2004. – 154 с.
49. Тайц Н. Ю. Технология нагрева стали / Тайц Н. Ю. – М.: Металлургия, 1962. – 568 с.
50. Губинский В.И. Нагревательные печи металлургии – сегодня и завтра / Губинский В.И. // Теория и практика металлургии. – 2004. – № 6. – С.56-60.
51. Теория непрерывной разливки / В.С. Рутес, В.И. Аскольдов, Д.П. Евтеев и др. – М.: Металлургия, 1971. – 296с.
52. Дюдкин Д.А. Качество непрерывнолитой стальной заготовки/ Дюдкин Д.А. – К.: Техніка, 1988. – 253 с.
53. Гресс А.В. Рациональные режимы охлаждения непрерывнолитой стальной заготовки / А.В. Гресс, Д.А. Гресс // Теория и практика металлургии. – 2010.– №5-6.– 99-103.
54. Hebert L., Gilles T. Development of thermal solidification models for Bethlehem's slab caster // SteelMaking Conference Proceedings. Vol. 76. Dallas, TX, 1993. – P. 315-328.
55. Bending L., Raudensky M., Horsky J. Heat Transer of Twin Fluid Nozzles for Continuous Casting at different Test Conditions // 13<sup>th</sup> International Conference of Liquid Atomisation and Spray Systems, July 9-11, 1997, Florence. – Florence: ILASS, 1998. – P. 230-244.

56. Исследование нагревательного колодца с одной верхней горелкой при импульсном отоплении / М.А. Глишков, В.Ю. Качанов, М. Энкеш и др. // Сталь. – 1973. – № 2. – С. 171-178.
57. Сапронова Е.В. Модель импульсного отопления колодцев с одной верхней горелкой / Сапронова Е.В., Курбатов Ю.Л., Фалеева Е.А. // Міжнародна конференція «Металургійна теплотехніка» (м. Дніпропетровськ, 18-20 жовтня 2005 р.): збірник наукових праць НМетАУ: у двох книгах. – Кн. 2. – Дніпропетровськ: Пороги, 2005. – С. 295-299.
58. Оснос С.П. Применение современных волокнистых теплоизоляционных и огнеупорных материалов в тепловых агрегатах и сооружениях / С.П. Оснос, О.И. Гололобов // Строительные материалы и изделия. – 2000. – № 11. – С. 25-28
59. Оснос С.П. Опыт применения современных волокнистых огнеупорных материалов и систем отопления / С.П. Оснос, О.И. Гололобов // Строительные материалы и изделия. – 2001. – № 4. – С. 15-19.
60. Губинский М.В. Исследование теплофизических свойств керамического жидкого теплоизоляционного покрытия / Губинский М. В., Затопляев Г. М., Радченко Р. Ю. // Технічна теплофізика та промислова теплоенергетика. – 2011. – Вип.3. – С. 94 – 101.
61. Гинкул С.И. Перевод печи на сводовое отопление / С.И. Гинкул, А.В. Патана // Metallurgy and metal processing: materials of scientific-technical conference. – Donetsk: DonNTU, 2003. – Вып. 6. – С. 60-62.
62. Пилипенко Р.А. Интенсификация тепловой работы камерных печей, отапливаемых природным газом / Пилипенко Р.А. // Metallurgical heat engineering (Сб. науч. трудов НМетАУ). – Днепропетровск: НМетАУ, 2002. – Т.8. – С.99-105.
63. Пути энергосбережения в промышленных печах / В.И. Губинский, Р.Г. Хейфец, М.В. Губинский, Ю.А. Мартыненко //

- Металлургическая и горнорудная промышленность. –2006. – № 5(239). – С. 101-103.
64. Воробьева Л.А. Перспективные направления утилизации теплоты в промышленных печах / Воробьева Л.А. // *Металлургическая теплотехника: сб. научн. тр. Национальной металлургической академии Украины.* – Днепропетровск: Пороги, 2005. – С. 103-105.
65. Губинский В.И. Актуальные задачи реконструкции нагревательных печей / Губинский В.И. // *Металлургическая теплотехника (Сб. научн. трудов НМетАУ): в 2 кн. – Кн1.* – Днепропетровск: НМетАУ, 2005. – С. 149-156.
66. Ревун М.П. Перспективные направления совершенствования тепловой работы нагревательных и термических камерных печей / М.П. Ревун, В.Ю. Зинченко // *Металлургическая теплотехника (Сб. науч. трудов НМетАУ).* – Днепропетровск: НМетАУ, 2006. – Т.6. – С. 294-302.
67. Теплоотдача в трубчатом регенеративном теплообменнике при совместном действии вынужденной и свободной конвекции / В. И. Губинский, М. В. Губинский, Л. А. Воробьева и др. // *Технічна теплофізика та промислова теплоенергетика.* – 2009. – Вип. 1. – С. 77-87.
68. Исследование теплообмена и гидравлического сопротивления в металлическом трубном регенераторе / Л.А. Воробьева, Г.М. Затопляев, В.И. Губинский и др. // *Металлургическая теплотехника: сб. научн. тр. Национальной металлургической академии Украины.*– Днепропетровск: ПП Грек О.С., 2007. – С. 71-77.
69. Тебеньков Б.П. Рекуператоры промышленных печей / Тебеньков Б.П. – М.: Металлургия, 1975. – 294с.
70. Сезоненко Б.Д. Повышение эффективности использования природного газа при отоплении промышленных печей регенеративными горелками / Сезоненко Б.Д., Орлик В.Н.,

- Алексеевко В.В. // Экотехнологии и ресурсосбережение. – 1996. – № 1. – С. 14-18.
71. Рабинович Г.Д. Теория теплового расчета рекуперативных теплообменных аппаратов /Рабинович Г.Д. – Минск: изд-во АН БССР, 1963. –137 с.
72. Совершенствование работы рекуператоров нагревательных колодцев ОЦП для снижения расхода топлива и окалинообразования / С.И. Гинкул, А.Н. Лебедев, Ю.Е. Василенко, К.А. Лебедев // Совершенствование процессов и оборудования обработки давлением в металлургии и машиностроении. Тематический сборник научных трудов. – Краматорск, 2004. – С. 164-167.
73. Калафати Д.Д. Оптимизация теплообменников по эффективности теплообмена / Д.Д. Калафати, В.В. Попалов. – М: Энергоатомиздат, 1986. – 151 с.
74. Лукиша А.П. Повышение энергетической эффективности пористых теплообменников на основе выбора рациональных конструктивных и режимных параметров: автореф. дис. на соискание ученой степени канд. техн. наук: спец. 05.14.06 «Техническая теплофизика и промышленная теплоэнергетика» / Лукиша А.П. – Днепропетровск, 2010. – 21 с.
75. Лукиша А.П. Эффективность пористых круглых каналов при движении жидкостного охладителя и граничных условиях первого рода / А.П. Лукиша, В.А. Габринец. // Техническая теплофизика и промышленная теплоэнергетика: сб. научных трудов. – Вып. 2. – Днепропетровск: Новая идеология, 2010. – С. 122.
76. Сравнительные испытания импульсного и непрерывного отопления термической печи / Л.А. Неймарк, Я.М. Гречишников, И.К. Энно и др. // Кузнечно-штамповочное производство, 1987. – № 9. – С. 35-37
77. Ревун М.П. Новые схемы импульсного отопления нагревательных и термических печей / Ревун М.П., Барищенко

- А.И., Чепрасов А.И. // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. – 2005. – № 3. – С. 97-100.
78. . Разработка и внедрение системы управления работой импульсных горелок для нагревательных печей нового поколения /Васильев А.В., Лисиенко В.Г., Маликов Ю.К. // *Сборник трудов конференции «Кузнецы Урала-2005»*. – Екатеринбург: ГОУ ВПО УГТУ-УПИ, 2005. – С. 671-676.
79. Мороз В.И. Нагрев валков холодной прокатки и роликов МНЛЗ под термическую обработку в печи с импульсной подачей теплоносителя / Мороз В.И., Егорова В.М., Гусев С.В. // *Кузнечно-штамповочное производство и обработка металлов давлением*. – 2002. – № 8. – С. 29-34.
80. Лисиенко В.Г. О реализации оптимальных режимов термической обработки в камерных печах современной конструкции при условии массивности садки / В.Г. Лисиенко, К.А. Сурганов // *Электронный научный журнал «Исследовано в России»* . – 2006.– С.50-55.
81. Ткаченко В.Н. Основные функции компьютерной системы управления процессом непрерывной разливки стали / Ткаченко В.Н., Иванова А.А., Волуева О.С. // *Научные труды ДонНТУ. Серия Вычислительная техника и автоматика*, вып. 88. – 2005.– с 63-69.
82. Захаров М.І. Математичні методи розрахунку та комп'ютерне моделювання металургійних процесів / М.І. Захаров, А.І. Троцан. – Маріуполь-Донецьк: Донбас, 2011. – 99 с.
83. Цимбал В.П. Математическое моделирование металлургических процессов / Цимбал В.П.– М.: Металлургия, 1986.– 239 с.
84. Лисиенко В.Г. Математическое моделирование теплообмена в печах и агрегатах / Лисиенко В.Г., Волков В.В., Гончаров А.Л. – К.: Наукова думка, 1984. – 232 с.



85. Арутюнов В.А. Математическое моделирование промышленных печей: учебник для вузов / Арутюнов В.А., Бухмиров В.В., Крупенников С.А. – М.: Металлургия, 1990. – 239 с.
86. Кравцов В.В. Использование математического моделирования для оптимизации процесса непрерывной разливки / Кравцов В.В., Бирюков А.Б., Масс Н.С. // *Металл и литье Украины*. – 2004. – № 6. – С. 12-14.
87. Мацевитый Ю.М. Обратные задачи теплопроводности: в 2 т.: НАН Украины, Институт машиностроения / Мацевитый Ю.М. – К.: Наукова думка, 2003. – 255 с.
88. Проблемы автоматизации металлургических процессов на заводах России и возможности их решения с использованием распределенных систем управления / С.А. Власов, Н.А. Слуцкий, Н.Г. Волочек, И.И. Горгидзе // *Труды Института проблем управления РАН им. В.А. Трапезникова*. Том 1, М.: ИПУ РАН, 1998. – С.60-63.
89. Самарский А.А. Численные методы решения обратных задач математической физики / А.А. Самарский, П.Н. Вабищевич. – М.: Эдиториал УРСС, 2004. – 480 с.
90. Исследование кинетики кристаллизации непрерывнолитого слитка с учетом двухфазной зоны / В.Н. Борисов, В.Т. Борисов, В.В. Виноградов и др. // *Изв. АН СССР. Металлы*. – 1971. – № 3. – С. 94-99.
91. Журавлев В.А. Теплофизика формирования непрерывного слитка / В.А. Журавлев, Е.М. Китаев. – М.: Металлургия, 1974. – 216 с.
92. Mizikar E.A. Mathematical heat transfer model for solidification of continuously cast steel slabs / E.A. Mizikar // *Trans TMS-AIME*. – 1967. – V. 239. – P. 1747-1753.
93. Кравцов В.В. Особенности задания граничных условий на поверхности слитка, находящегося в кристаллизаторе / Кравцов В.В., Шелудченко В.И., Бирюков А.Б. //

- Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2003. – № 4. – С. 109-111.
94. Solidification parameters dependent on interfacial heat transfer coefficient between aluminum casting and copper mould / H.S. Kim, I.S. Cho, J.S. Shin et al // ISIJ Intern. 2005 V45 № 2. – P. 192-198
95. Бирюков А.Б. Методика задания граничных условий на поверхности формирующегося непрерывнолитого слитка в зоне вторичного охлаждения МНЛЗ / Бирюков А.Б. // Metall и литье Украины. – 2003. – № 11-12. – С. 12-14.
96. Улучшение технологии непрерывной разливки крупных заготовок на основе результатов математического моделирования / Д. Труафонтен, Ф. Беланже, Ф. Виммер, М. Штифтингер // Сталь. – 2001. – № 10. – С. 23-26.
97. Скрыбин В.Г. Математическое моделирование процессов для АСУ выплавки и разливки стали в системе стабилизации качества заготовок МНЛЗ / Скрыбин В.Г. // Metallургическая и горнорудная промышленность. – 2002. – № 10. – С. 99-100.
98. Волков А.В. Промышленное освоение математической модели МНЛЗ в условиях Молдавского металлургического завода / Волков А.В. // Metallургическая и горнорудная промышленность. – 2002. – № 10. – С. 101-102.
99. Обучающий тренажер системы управления непрерывной разливки стали / А.Н. Лаврик, Е.В. Протопопов, В.В. Соколов и др. // Metallургическая и горнорудная промышленность. – 2002. – № 10. – С. 90-91.
100. Prihoda M. The Simulation of Solidification and Cooling of Blank on the CC / M. Prihoda, J. Molinek, R. Pyszko // 9 th International Metallurgical Symposium “Metal-2000”. 16-18 May, 2000 – Ostrava: 2000. Part 1. – P. 126.
101. Гридин С.В. Математическое моделирование процессов поведения непрерывнолитой заготовки / Гридин С.В., Редько Г.А., Цупрун А.Ю. // Доклады Междунар. науч.-техн. конф.

- “Прогрессивные технологии разлива стали: XXI век” – Донецк, 2004. – С. 31.
102. Многофакторная математическая модель для расчета конструктивных и технологических параметров современной слябовой МНЛЗ / С.В. Гридин, Г.А. Редько, А.Ю. Цупрун, Е.В. Штепан // Материалы международной конференции сталеплавильщиков. Metallurg. и горноруд. пром-сть. – 2003. – № 8 (225). – С. 37-43.
103. Yamauchi A. A mathematical model for prediction of thickness of mould flux film in continuous casting mould / A. Yamauchi, T. Emi, S. Seetharaman // ISIJ Intern. 2002 V42 № 10. – P. 1084-1093.
104. Ткаченко В.Н. Анализ температурных полей криволинейных МНЛЗ на основе математического моделирования / В.Н. Ткаченко, А.А. Иванова // Прогресивні технології у металургії сталі: XXI сторіччя: матеріали 3-ї міжнародної науково-практичної конференції. – Донецьк: ДонНТУ, 2007. – С. 242-249.
105. Ткаченко В.Н. Основные функции компьютерной системы управления процессом непрерывной разлива стали / Ткаченко В.Н., Иванова А.А., Волуева О.С. // Научные труды ДонНТУ. Серия Вычислительная техника и автоматика. Вып. 88. – Донецк: ДонНТУ, 2005. – С. 63-69.
106. Процессы непрерывной разлива / А.Н. Смирнов, В.Л. Пилюшенко, А.А. Минаев и др. – Донецк: ДонНТУ, 2002. – 536 с.
107. Thomas B.G. Mathematical model of the continuous slab casting mold: a state of the art review / B.G. Thomas // Steelmaking Conference Proceedings, 1991. – P. 105-118.
108. Mathematical Simulation of Steel Shell Formation in Slab Casting / G. Xia, R. Martinelli, Ch. Furst, H. Preslinger // Innovation Seccion. – Linz (Austria), May 1996. – Paper N.6. – P. 1-10.

109. Thomas B.G. The importance of numerical simulations for future improvement of the CC processes / B.G. Thomas // Innovation Seccion. – Linz (Austria), June 2000. – Paper N.7. – P. 1-11.
110. Mathematical heat transfer model research for the improvement of continuous casting slab temperature / H. Wang, G. Li, Y. Lei, Y. Zhao, Dai, J. Wang // The iron and steel institute of Japan (ISIJ) International, Vol. 45 (2005), No. 9.– pp 1291-1296.
111. Недопекин Ф.В. Математическое моделирование гидродинамики и теплопереноса при формировании композитных слитков / Недопекин Ф.В., Мелихов В.М., Белоусов В.В. // Технічна теплофізика та промислова теплоенергетика. – 2009. – Вип. 1. – С. 149-158.
112. Недопекин Ф. В. Теоретическая модель и экспериментальные исследования кинетики взрывной кристаллизации сплавов / Ф. В. Недопекин, А. А. Петренко // Вісник Донецького національного університету, Сер. А: Природничі науки. – 2010. – Вип. 2. – С. 141-146.
113. Моделирование микротечений методом решеток Больцмана / Б. И. Басок, А. А. Авраменко, А. И. Тыринов, Б. В. Давыденко // Промышленная теплотехника. – 2011. – Т. 33, № 2. – С. 11-19.
114. Дремов В. В. Влияние теплопроводности стенок изложницы на движение фронта затвердевания плоского слитка / Дремов В. В., Недопекин Ф. В., Минакова О. А. // Технічна теплофізика та промислова теплоенергетика. – 2009. – Вип. 1. – С. 88-97.
115. Белоусов В.В. Расчет термических напряжений при непрерывной разливки стали / Белоусов В.В., Гридин С.В., Недопекин Ф.В. // Промышленная теплотехника.– 1995.– № 4.– С. 99-104.
116. Минимизация термических напряжений в непрерывнолитом слитке с ограничением на объем жидкой лунки / Ф.В.

- Недопекин, В.К. Толстых, Н.А. Володин и др. // Пром. теплотехника, 1997.– Т.19, Секция: Тепломассообмен в технологических процессах (теплотехнология). – № 6. – С. 53-57.
117. Захаров Н. И. Теоретическая модель процессов переноса при движении металла в электростатическом поле и проблема ее приложения к внепечной дегазации стали / Захаров Н. И., Дюдкин Д. А., Недопекин Ф. В. // Вісник Донецького національного університету, Сер. А: Природничі науки. – 2008. – Вип. 1. – С. 248 – 249.
118. Гридин С.В. Численные исследования гидродинамических процессов в проковше / Гридин С.В., Белоусов В.В., Гринберг С.Е. // Математичне моделювання. – 2001. – № 2 (7). – С. 21-26.
119. Гридин С.В. Особенности формирования непрерывнолитой заготовки круглого сечения. / С.В. Гридин, И.П. Коваленко // Доклады Международной науч.-техн. конф. “Прогрессивные технологии непрерывной разливки стали: XXI век” – Донецк, 2002. – С. 41-42.
120. Гридин С.В. Математическое и физическое моделирование перемешивания металла в ковше при донной продувке аргоном / Гридин С.В., Цупрун А.Ю., Минц А.Я. // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2002. – № 10 (215). – С. 110-114.
121. Гридин С.В. Моделирование гидродинамических и теплофизических процессов при центробежном литье биметаллических заготовок / С.В. Гридин, В.В. Белоусов // Наукові праці ДонНТУ: серія Металургія. Вип. 40. – Донецьк, ДонНТУ, 2002. – С. 174-180.
122. Металлургическая теплотехника. В 2-х томах. Т.1: теоретические основы: Учебник для вузов / В.А. Кривандин, В.А. Арутюнов, Б.С. Мастрюков и др. – М.: Металлургия, 1986.– 424 с.

123. Гусовский В.Л. Методики расчета нагревательных и термических печей: учебно-справочное издание / В.Л. Гусовский, А.Е. Лифшиц. – М.: Теплотехник, 2004. – 400 с.
124. Невский А.С. Лучистый теплообмен в печах и топках / Невский А.С.– М.: Metallurgy, 1971. – 440 с.
125. Казанцев Е.И. Промышленные печи: Справочное руководство для расчета и проектирования, 2-е издание дополненное и переработанное / Казанцев Е.И.– М.: Metallurgy, 1975. – 368 с.
126. Бирюков А.Б. Совершенствование подходов к исследованию тепловых процессов нагрева и термообработки заготовок на основе метода математического моделирования / А.Б. Бирюков, В.В. Кравцов // Сб. научн. трудов ДонНТУ. – 2009. – Вып. 11(159). – С. 215-219.
127. Себиси Т. Конвективный теплообмен. Физические основы и вычислительные методы: пер. с англ. / Т. Себиси, П. Бредшоу. – М.: Мир, 1987.– 592 с.
128. Разработка зональной модели топливной камерной нагревательной печи периодического действия с несимметричным факелом и переменной функцией выгорания топлива / Е.В. Сапронова, Ю.Л. Курбатов, А.С. Сидоров, В.В. Берковский // Праці XV міжнародної конференції «Теплотехніка та енергетика в металургії», НМетАУ, м. Дніпропетровськ, 7-9 жовтня 2008 р.– Дніпропетровськ: Нова ідеологія, 2008. – С. 202-203.
129. Курбатов Ю.Л. Построение зональной модели топливной камерной нагревательной печи с ассиметрическим факелом и переменной функцией выгорания топлива / Курбатов Ю.Л., Сапронова Е.В., Сидоров А.С. // Экотехнологии и ресурсосбережение.– 2008.–№ 5.–С. 81-85.
130. Гинкул С.И. Математическая модель системы оперативного управления производством проката на участке НК обжимного

- стана / С.И. Гинкул, С.Я. Шарай // – Днепропетровск, 2002.– С.40-44.
131. Гинкул С.И. Математическое моделирование энергосбережения при нагреве и охлаждении слитков / Гинкул С.И. //Сборник научных трудов ДонГТУ, Metallurgy, вып. 14 – Донецк, ДонГТУ.– 1999. – С. 98-106.
132. Первов В.В. Математическое моделирование и параметрическое исследование процесса зонного индукционного нагрева металлической пластины / Первов В.В. // Математическое моделирование и краевые задачи. Труды пятой Всероссийской научной конференции с международным участием 29–31 мая 2008 г. Часть 2. Секция: Моделирование и оптимизация динамических систем и систем с распределенными параметрами. – Самара: СамГТУ, 2008. – С. 105-106.
133. Тычинина Ю.А. Оптимизация переходных режимов работы индукционной нагревательной установки методического действия по комплексному критерию качества / Тычинина Ю.А. // Математическое моделирование и краевые задачи Труды пятой Всероссийской научной конференции с международным участием 29–31 мая 2008 г. Часть 2 Секция. Моделирование и оптимизация динамических систем и систем с распределенными параметрами. – Самара: СамГТУ, 2008. – С. 130-133.
134. Толстых В.К. Определение коэффициента теплопроводности в затвердевающих отливках / В.К. Толстых, Н.А. Володин // Инженерно-физический журнал. – 2003. – № 2. (Т.76). – С. 20-23.
135. Гинкул С.И. Распределение кислорода по толщине плоской многослойной окалины / Гинкул С.И. // Вестник ПГТУ. – 2002.– № 7. – С. 18-24.
136. Гинкул С.И. К вопросу оптимизации режимов работы промышленных печей / Гинкул С.И. // Наукові праці ДонДТУ.

- Металургія. Випуск 31. – Донецьк: ДонДТУ. – 2001. – С. 125-132.
137. Гинкул С.И. Моделирование нагрева металла в методической печи при переменной производительности / Гинкул С.И. // Новини за модерна наука - 2010, том 21, технологии физика. – София: Бялград БГ ООД, 2010. – С.40-46.
138. Разработка математического обеспечения системы регулирования нагревательного колодца в режиме импульсного отопления / Е.В. Сапронова, А.С. Горбунов, Ю.Л. Курбатов, Ю.Ю. Коробка // Экотехнологии и ресурсосбережение. – 2005. – № 4. – С. 74-77.
139. Гинкул С.И. Математическое моделирование нагрева металла в условиях неритмичной работы прокатного стана / Гинкул С.И., Лебедев А.Н., Репухов М.Ю. // Металлургическая теплотехника. Сборник научных трудов Национальной металлургической академии Украины: в 2 кн. – Кн. 1. – Книга первая.– Днепропетровск: Пороги, 2005. – С. 87-93.
140. Гинкул С.И. Моделирование тепловой работы регенеративных нагревательных колодцев / Гинкул С.И., Лебедев А.Н., Прокофьева Н.В. // Наукові праці ДонНТУ. Металургія. Випуск № 9.– Донецьк: ДонНТУ, 2007. – С. 228-234.
141. Математическое моделирование процесса комбинированного охлаждения сортового проката / С.И. Гинкул, В.С. Солод, Д.Н. Новиков, М.Н. Тытюк, М.А. Ларченко // Металл и литье Украины. – № 8. – 2007. – С. 28-30.
142. Гинкул С.И. Моделирование процессов ускоренного охлаждения металла / С.И. Гинкул, С.В. Струк // Труды XV международной конференции «Теплотехника и энергетика в металлургии», НМетАУ. – г. Днепропетровск, Украина 2008 г.– Днепропетровск: Новая идеология, 2008. – С. 39-40.
143. Моделирование нагрева слитков в связи с возникающими технологическими задержками / С.И. Гинкул, Т.Г. Касютинна,



- А.Н. Лебедев, В.Н. Володина // Современный научный вестник. – 2009. – № 26. – С. 79-85.
144. ANSYS Solutions. Русская редакция» Инженерно-технический журнал/ Осень 2007.– 120 с.
145. Базир Н.А. Минимизация времени расчетов на базе численной модели нестационарного теплообмена / Базир Н.А., Базаров А.А., Зимин Л.С. // Математическое моделирование и краевые задачи Труды пятой Всероссийской научной конференции с международным участием 29–31 мая 2008 г. Часть 2 Секция .Моделирование и оптимизация динамических систем и систем с распределенными параметрами. – Самара: СамГТУ, 2008. – С. 14-16.
146. Тихонов А.Н. Методы решения некорректных задач / А.Н. Тихонов, В.Я. Арсенин.– М.: Наука, 1974.– 224 с.
147. Кунцевич В.М. Управление в условиях неопределенности: гарантированные результаты в задачах управления и идентификации / Кунцевич В.М. – К: Наукова думка, 2006. – 267 с.
148. Толстых В.К. О применении градиентного метода к задачам оптимизации систем с распределенными параметрами/ Толстых В.К. // Журн. вычисл. матем. и матем. физики. – 1986. – № 1. – С. 137-140.
149. Толстых В.К. О выборе критерия качества идентификации распределенных систем / Толстых В.К. // Автоматика и телемеханика. – 1990. – № 11. – С.187-189.
150. Толстых В.К. Градиентный метод оптимального управления распределенными системами / Толстых В.К. // Диф. уравнения, №2, т. 27.- 1991.- С. 303-312.
151. Бородин В.С. Идентификация параметров в моделях формирования отливок / Бородин В.С., Володин Н.А., Толстых В.К. // Процессы литья. – 1995. – № 1. – С. 96-101.
152. Ткаченко В.Н. Тепловой эксперимент и идентификация параметров теплообмена процесса коксования угля / Ткаченко

- В.Н. // Идентификация и моделирование управляющих систем. – К.: Наукова думка, 1997. – С. 93-98.
153. Ткаченко В.Н. Алгоритмы оперативной идентификации параметров внешнего теплообмена на основе метода стохастической аппроксимации / В.Н. Ткаченко, И.Н. Яремко // Научные труды ДонНТУ. Серия: Вычислительная техника и автоматика. Вып. 64. Донецк: ДонНТУ, 2003. – С. 124-129.
154. Регуляризирующие алгоритмы и априорная информация / А.Н. Тихонов, А.В. Гончарский, В.В. Степанов, А.Г. Ягола.– М.: Наука, 1983.– 198 с.
155. Толстых В.К. Прямой экстремальный подход для оптимизации систем с распределенными параметрами/ Толстых В.К. – Донецк: Юго-Восток,1997. – 178 с.
156. Володин А.Н. Развитие теоретических основ оптимизации и идентификации параметров в слитках и отливках/ А.Н. Володин, В.К. Толстых. – Донецк: ИПШ “Наука і освіта”,2008. – 128 с.
157. Толстых В.К. Эффективный метод оптимизации физических процессов / Толстых В.К. //Инженерно-физический журнал, №2. - Т.76. – 2003.– С. 32-35.
158. Albertos P.P. Iterative Identification and Control. Advances in Theory and Applications. – Springer / P.P. Albertos, Sala Piqueras.–Verlag, Berlin, 2002. – 309 p.
159. Bagchi A. The separation principle for the control of linear stochastic systems with arbitrary information structure / A. Bagchi, H. Kwakernak // Lect. Notes Conference inform. Sci., 1978.– 6.– p.148-157.
160. Qin S.J. A survey of industrial model predictive control technology / S.J. Qin, T.A. Badgwell // Control engineering practice 11 (2003). – p. 733-764.
161. Богомолов А.М. Двухуровневая система управления процессом нагрева и прокатки металла / Богомолов А.М.,

- Зыков В.В., Ткаченко В.Н // Автоматика. – 1997. – № 1. – С. 67-75.
162. Автоматизированные системы управления процессом нагрева и прокатки металла / М.Н. Богаенко, Г.Г. Грабовский, А.А. Грищенко, С.А. Грищенко.–К.: Техника, 1997. – 124 с.
163. Ткаченко В.Н. Разработка многоуровневой иерархической системы управления технологическим процессом непрерывной разливки стали / Ткаченко В.Н., Иванова А.А., Волуева О.С.// Академический вестник КрТО МАКНС. – № 17-18.– 2006. – С. 27-31.
164. Ткаченко В.Н. Моделирование тепловых процессов в автоматизированных системах обработки информации / Ткаченко В.Н. // Вісник Донецького національного університету, Серія А. Природничі науки.– 2002. – № 2. – С. 379-383.
165. Ткаченко В.Н. Компьютерная система управления процессом коксования угля / Ткаченко В.Н., Воропаева В.Я., Парфенюк А.С. // Научные труды ДонНТУ. Серия: Вычислительная техника и автоматика. – 2003. – Вып. 64. – С. 155-123.
166. Бирюков А.Б. Современные аспекты теплового мониторинга работы МНЛЗ/ Бирюков А.Б. // Металл и литье Украины. – 2008. – № 7-8. – С. 37-40.
167. Рациональные температурные режимы на участке нагревательная печь – прокатный стан / В.Я. Перерва, Г.В. Бергеман, М.В. Губинский, Г.Л. Шевченко // Металл и литье Украины. – № 5. – 2008.– С. 35-37.
168. Румянцев В.Д. Теплотехника: учебное пособие / В.Д. Румянцев, В.М. Ольшанский; под. ред. В.И. Губинского. – Днепропетровск: Пороги, 2002. – 325 с.
169. Телегин А.С. Тепломассоперенос: учебник для вузов / Телегин А.С., Швыдкий В.С., Ярошенко Ю.Г. – М.: Металлургия, 1995.– 400с.

170. Исаченко В.П. Теплопередача / Исаченко В.П., Осипова В.А., Сукомел А.С.– М.: Энергоиздат, 1981.– 417 с.
171. Михеев М.А. Основы теплопередачи / М.А. Михеев, И.М. Михеева.– М.: Энергия, 1973.– 265с.
172. Емельянов В.А. Тепловая работа машин непрерывного литья заготовок: учебн. пособие для вузов / Емельянов В.А. – М.: Металлургия, 1988. – 143 с.
173. Самойлович Ю.А. Тепловые процессы при непрерывном литье стали / Самойлович Ю.А., Крулевецкий С.А., Горяинов В.А. – М.: Металлургия, 1982.– 152 с.
174. Абрамович Г.Н. Теория турбулентных струй / Абрамович Г.Н. – М.: Гос. изд-во физ.-мат. литературы, 1960. – 715 с.
175. Непрерывная разливка стали на радиальных установках / В.Т. Сладкошteeв, Р.В. Потанин, О.Н. Суладзе и др. – М.:Металлургия, 1974. – 288 с.
176. Дюдкин Д.А. Качество непрерывнолитой стальной заготовки / Дюдкин Д.А. – К.: Техніка, 1988. – 253 с.
177. Маняк Н.А. О явлениях на мениске жидкого металла в кристаллизаторе МНЛЗ / Н.А. Маняк, Д.А. Дюдкин // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2002. – № 10. – С. 78 – 81.
178. Spray Nozzles for Secondary Cooling in Continuous Casting Machines // Lechler GmbH, Edition 04/04, GB 1000 LEC03139. – p.11.
179. Heat and mass transfer / S.I. Ginkul, V.V. Kravtsov, V.I. Sheludchenko, A.B. Birukov. –Donetsk: Nord-Press, 2006.– 292 p.
180. Кутателадзе С.С. Основы теории теплообмена / Кутателадзе С.С.– Новосибирск: Наука, 1970.– 659 с.
181. Толстых В.К. Идентификация теплофизических параметров в виде полиномов, зависящих от температуры./ Толстых В.К., Недопекин Ф.В., Бодряга В.Е. // Технічна теплофізика та промислова теплоенергетика. – 2009. – № 1. – С. 193-199.

182. Пирумов У.Г. Численные методы: Учебное пособие / Пирумов У. Г. – М.: Изд-во МАИ, 1988.– 188с.
183. Сегерлинд Л. Применение метода конечных элементов / Сегерлинд Л. – М.: Мир, 1979. – 392 с.
184. Самарский А.А. Теория разностных схем: учебн. пособие / Самарский А.А. – М.: Наука. Главная редакция физико-математической литературы, 1983. – 616 с.
185. Волкова О.Г. Исследование температурного поля садки неправильной формы в туннельной печи методом конечных элементов / О.Г. Волкова, Ю.Л. Курбатов // Наукові праці Донецького державного технічного університету. – 2001. – № 31.– С.160-165.
186. Математическая модель нагрева (охлаждения) садки произвольной формы на основе МКЭ / О.Г. Волкова, Ю.Л. Курбатов, С.Я. Шарай, А.А. Катасонов // Сб. научных трудов Национальной металлургической академии Украины. Т.6.– Днепропетровск: НМетАУ, 2002.– С. 32-37.
187. Применение метода конечных элементов в решении задач нестационарной теплопроводности садки туннельной печи / Д.М. Ермаченко, Ю.Л. Курбатов, О.Г. Волкова, С.Я. Шарай Использование математического моделирования для оптимизации процесса непрерывной разливки // Экология и ресурсоэнергосбережение. – 2004. – № 2. – С.77-79.
188. Бирюков А.Б. Исследование влияния учета продольного теплового потока на точность определения температурного поля непрерывнолитой сортовой заготовки / А.Б. Бирюков, В.В. Кравцов // Металл и литье Украины. – 2007. – № 11-12. – С. 17-20.
189. Веселовский В.Б. Структурный метод решения задач теплопроводности для составных тел при экстремальных воздействиях с учетом тепловой памяти / В.Б. Веселовский, Т.М. Босенко // VI Минский международный форум по теплообмену. – Минск.– 2008. – С. 64.

190. Исследование тепловых возмущений в формирующейся непрерывнолитой заготовке / А.Б. Бирюков, В.В. Кравцов, В.М. Пономарев, О.Ю. Дылева // Математическое моделирование.– 2008.– Вып 1(18).– С. 47-51.
191. Бирюков А.Б. Теплотехника ресурсоэнергосберегающей разливки стали / Бирюков А.Б., Кравцов В.В., Масс Н.С. – Донецк: Ноулидж, 2010. – 206 с.
192. Изучение напряженно-деформированного состояния формирующейся непрерывнолитой заготовки на основе анализа темпа изменения температуры / А.Б. Бирюков, В.В. Кравцов, Н.С. Масс, Е.С. Лоленко // Металл и литье Украины. – 2006. – № 11-12. – С. 17-19.
193. Атлас дефектов стали: пер. с нем. – М.: Металлургия, 1979. – 188 с.
194. Дефекты стали / С. М. Новокщенова, М.И. Виноград, Б.А. Клыпин и др. – М.: Металлургия, 1984. – 199 с.
195. Исследование и оптимизация тепловой работы МНЛЗ на основе анализа темпа изменения температуры / А.Б. Бирюков, В.В. Кравцов, Е.В. Новикова, О.Ю. Дылева // Металл и литье Украины. – 2008. – № 3-14. – С. 20-22.
196. Бирюков А.Б. Изучение влияния скорости разливки заготовок на стойкость гильз кристаллизаторов высокопроизводительных сортовых МНЛЗ / Бирюков А.Б., Кравцов В.В., Лоленко Е.С. // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Металургія. – 2007.– Випуск 9(122). – С. 96-104.
197. Бровман М.Я. О силах трения между слитком и кристаллизатором при непрерывной разливке стали/ Бровман М.Я. // Металлы. – 2003. – № 6. – С. 21 – 29.
198. Трение между заготовкой и кристаллизатором при разливке стали на МНЛЗ / Э. Ферстер, Х.В.Гуденау, Г.М. Кемпер, К. Штеркен //Черные металлы. – 2000. –№ 9. – С. 34-41.

199. Бирюков А.Б. Исследование неравномерности теплоотвода в кристаллизаторах высокоскоростных сортовых МНЛЗ / А.Б. Бирюков, В.В. Кравцов // *Металл и литье Украины*. – 2007. – № 3. – С. 15-19.
200. Исследование процессов перемешивания металла в жидкой сердцевине непрерывного слитка при увеличении скорости литья / Е.А. Казачков, А.М. Скребцов, Л.И. Кужельная и др. // *Проблемы стального слитка*. – М., 1976. – С. 365-369.
201. Чигринов М.Г. Производство мелких непрерывнолитых заготовок /. Чигринов М.Г., Чигринов А.М., Пруцков М.Е. – М.: СП «Интермет инжиниринг», 1998. –127 с.
202. Эффективное управление зоной вторичного охлаждения высокоскоростных сортовых МНЛЗ / А.Б. Бирюков, В.В. Кравцов, И.П. Олексюк, Н.А. Остапенко // *Металл и литье Украины*. – 2010. – № 7. – С. 21-23.
203. Бирюков А.Б. Повышения точности и эффективности управления тепловой работой ЗВО / А.Б. Бирюков, В.В. Кравцов // *Сб. трудов международной научно-практической конференции «50 лет непрерывной разливке стали в Украине» 4-5 ноября 2010 г. Донецк*. – С. 293-301.
204. Курбатов Ю.Л., *Механика жидкости и газа: учебное пособие* / Курбатов Ю.Л., Шелудченко В.И., Кравцов В.В.. – Севастополь: Вебер, 2003.– 226 с.
205. Нащокин В.В. *Техническая термодинамика и теплопередача* / Нащокин В.В.– М.: Высшая школа, 1980. – 470 с.
206. Бирюков А.Б. Влияние конвективного теплообмена на эффективность работы печей для нагрева и термообработки металлов. / А.Б. Бирюков, В.В. Кравцов // *Металлургическая теплотехника: сборник научных трудов Национальной металлургической академии Украины*. – Вып. 1(16).- Днепропетровск: Новая идеология, 2009. – С. 3-9.
207. Шиллинг Г.-Д. *Газификация угля: Пер. с нем.* / Шиллинг Г.-Д., Бонн Б., Краус У.– М.: Недра, 1968. – 175 с.

208. Гинзбург Д.Б. Газификация низкосортного топлива. / Гинзбург Д.Б. – М.: Промстройиздат, 1950. – 132 с.
209. Гинзбург Д.Б. Газификация твердого топлива. / Гинзбург Д.Б. – М.: Госстройиздат, 1958. – 87 с.
210. Дешалит Г.И. Расчет процессов газификации топлива. / Дешалит Г.И. – Харьков: Изд-во Харьковского университета, 1959. – 64 с.
211. Кравцов В.В. Экономическое использование угля в теплоэнергетике. / Кравцов В.В., Махмудов А.Г., Харченко А.В. – Донецк: ДонГТУ, 1999. – 320 с.
212. Стратегия управления социально-экономическим развитием региона на период до 2010 года: Материалы региональной научно-практической конференции. 28-30 сентября 1999г. Секция «Приоритеты научно-технического и инновационного развития». – Том 1. – Донецк: ДонГТУ Минобразования Украины, ИЭПИ НАН Украины, Юго-Восток, 1999. – 15 с.
213. SVZ Schwarze Pumpe gasifies coal and wastes for clip // Modern Power Systems Supplement, Wilmington Publishing, 1996, p. 41-44.
214. Сжигание угля в кипящем слое и утилизация его отходов / Ж.В. Вискин, В.И. Шелудченко, А.И. Иванов, В.В. Кравцов и др. – Донецк: Новый мир, 1997 – 384 с.
215. Сигал И.Я. Защита воздушного бассейна при сжигании топлива. / Сигал И.Я. – Л.: Недра, 1986. – 185 с.
216. Кравцов В.В. Теплотехника термической переработки твердых топлив. / Кравцов В.В., Бирюков А.Б., Дробышевская И.П. – Донецк: Ноулидж, 2010. – 170 с.
217. Разработка методики по определению температуры в зоне активного горения твердого топлива при добавках к воздушному дутью воды или пара / Кравцов В.В., Махов Г.Г., Шелудченко В.И., Бирюков А.Б. // Сборник научных трудов Донбасского горно-металлургического института. Выпуск 15. – Алчевск: ДГМИ, 2002. – С.29-30.



218. Федорина В.Г. Исследование физико-химических закономерностей газификации твердого топлива / Федорина В.Г., Иванов А.И., Махов Г.Г. // Сб. научных трудов Донецкого государственного технического университета. Metallurgy. Выпуск 14.– Донецк: ДонГТУ, 1999. – С. 22-27.
219. Патент України №33862А с10j3/00. Газогенератор для отримання генераторного газу з вугілля/ Иванов А.І., Затьєв В.Г., Кравцов В.В. та інші – Опубл. 15.02.2001, бюл. №1.
220. Патент України №35098А с10j3/00. Газогенератор для отримання генераторного газу з вугілля/ Иванов А.І., Затьєв В.Г., Махов Г.Г. та інші – Опубл. 15.03.2001, бюл. №2.
221. Патент України №47912А с10j3/00. Спосіб газифікації вугілля / Махов Г.Г., Толчєєв Ю.З., Иванов А.І., Кравцов В.В. – Опубл. 15.07.2002, бюл. №7.
222. Седов Л.И. Методы подобия и размерности в механике / Седов Л.И. – М.: Наука, 1981. – 448 с.

Приложение А  
Схема гидродинамических процессов в жидкой лунке непрерывнолитой заготовки

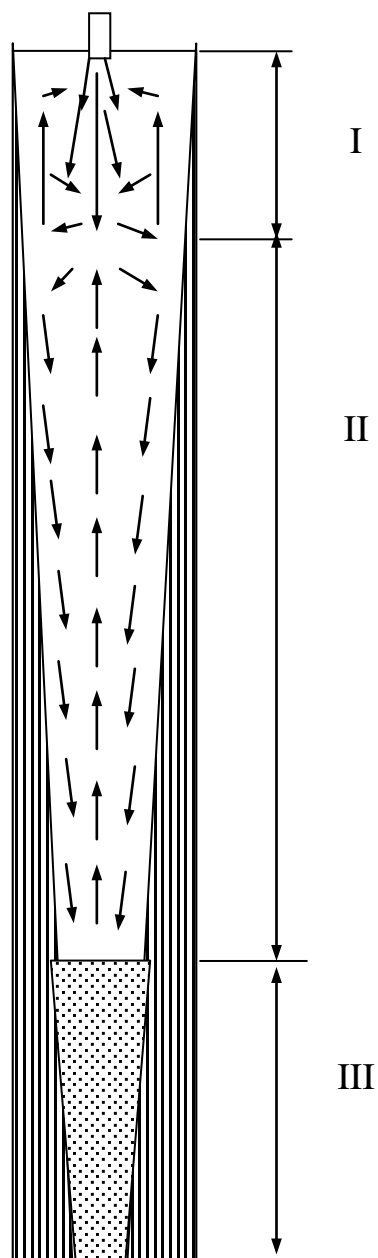


Рисунок А.1 – Схема гидродинамических процессов в жидкой лунке непрерывнолитой заготовки.

I – зона вынужденной конвекции;

II – зона естественной конвекции;

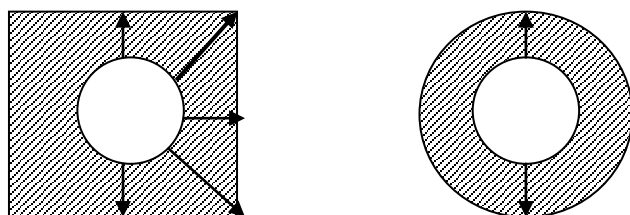
III – область вязкого расплава

## Приложение Б

### Методика определения поля скоростей металла в зоне вынужденной конвекции жидкой лунки, затвердевающей непрерывнолитой сортовой заготовки

Для количественного изучения динамических явлений, протекающих в зоне вынужденной конвекции, предложено воспользоваться аналитической методикой, приведенной в работе [175] и усовершенствованной автором. Сущность усовершенствования заключается в том, что вместо круга с эквивалентным круглым диаметром в качестве формы жидкой лунки предложено использовать квадрат

На рис. Б.1 представлены различные схемы для расчета поля скоростей жидкого металла в зоне действия падающей струи.



а)

б)

Рисунок Б.1 – Расчетная схема для определения поля скоростей в жидкой лунке, (а – реальная схема протекания процесса, б – приведенная в работе [24]).

Прозрачные круглые области соответствуют зоне нисходящего потока, а заштрихованные области изображают восходящие потоки. При помощи стрелок обозначены выбранные расчетные направления.

В основе рассматриваемой методики лежат основные положения теории турбулентных струй [174]. Ввиду того, что сортовые заготовки разливаются при помощи прямоточных стаканов, можно утверждать, что компоненты скорости вдоль поперечных осей  $Y$ ,  $Z$  пренебрежимо малы по сравнению со скоростями потоков, направленных вдоль продольной оси  $X$ .

Поэтому поперечные компоненты скорости исключены из рассмотрения и расчеты производятся только для продольной компоненты  $u$ .

Сущность данной методики заключается в том, что в пределах кристаллизатора выделяют две области с различными направлениями потоков: область нисходящей струи и область восходящих потоков.

Расстояние от фронта затвердевания до оси струи определяется по следующим выражениям:

$$Y_r = \frac{D_z}{2} - \sqrt{R_{ось}^2 - (H_0 - X)^2} + \sqrt{R_{ось}^2 - H_0^2} - K \sqrt{\frac{X}{v}}, \quad (1)$$

$$Y_R = \frac{D_z}{2} + \sqrt{R_{ось}^2 - (H_0 - X)^2} - \sqrt{R_{ось}^2 - H_0^2} - K \sqrt{\frac{X}{v}}, \quad (2)$$

где  $D_z$  – гидравлический диаметр исследуемого пространства, м;

$Y_r$  – расстояние от фронта затвердевания до оси струи по грани малого радиуса, м;

$Y_R$  – расстояние от фронта затвердевания до оси струи по грани большого радиуса, м;

$H_0$  – высота мениска над горизонтальной осью, исходящей из центра кривизны технологической оси МНЛЗ, м;

$K$  – коэффициент затвердевания,  $м \cdot с^{0,5}$ ;

$v$  – скорость разливки,  $м/с$ .

В соответствии с (1 – 2) можно определить расстояние от контура факела струи до фронта затвердевания [175]:

$$Y_r' = \frac{D_z}{2} - \sqrt{R_{ось}^2 - (H_0 - X)^2} + \sqrt{R_{ось}^2 - H_0^2} - K \sqrt{\frac{X}{v}} - R_{стрх},$$

$$Y_R' = \frac{D_z}{2} + \sqrt{R_{ось}^2 - (H_0 - X)^2} - \sqrt{R_{ось}^2 - H_0^2} - K \sqrt{\frac{X}{v}} - R_{стрх},$$

где  $Y_r', Y_R'$  – расстояния от контура факела струи до фронта затвердевания

по граням малого и большого радиуса соответственно, м;

$R_{стр\ x}$  – радиус струи на расстоянии  $X$  от мениска, м.

Статистическая обработка данных об изменении скорости на оси струи позволила определить следующую зависимость:

$$\omega_x^{ось} = (3.8\sqrt{h} + 4.4\sqrt{h_g}) e^{-(0.061 + \frac{0.043}{R_{ось}})(\frac{X}{d_0} - 4)},$$

где  $h$  – высота уровня металла в промежуточном ковше, м;

$h_g$  – высота падения струи металла, м;

$d_0$  – диаметр разливочного стакана, м.

Для определения скоростей в любой точке, принадлежащей нисходящей струе, можно воспользоваться следующими зависимостями:

– для пограничного слоя начального участка  $\frac{\omega}{\omega_x^{ось}} = 1 - (1 - \eta^2)^2$ , где

$\eta = (y - y_{зп}) / R_{стр\ x}$ ;  $y$  – ордината рассматриваемой точки, м;  $y_{зп}$  – ордината зоны смещения, м;

– для основного участка  $\frac{\omega}{\omega_x^{ось}} = (1 - \xi^2)^2$ , где  $\xi = \frac{y}{R_{стр\ x}}$ .

На расстоянии  $X$  от мениска средняя скорость нисходящего потока обозначена через  $\omega_{сп}^x$ . Величину этой скорости можно определить по соотношению:  $\omega_{сп}^x = 0,33\omega_x^{ось}$ , если допустить, что скорости в эюре распределяются по закону треугольника [175].

Принимая на основании рекомендации Лапицкого В.И., что распределение скоростей в эюре восходящих потоков подчиняется линейному закону [175]:  $\omega_g = mY$ , где  $m$  – коэффициент пропорциональности, 1/с;  $Y$  – расстояние от некоторой точки, лежащей в области восходящих потоков, до контура факела струи, м; получены следующие выражения для определения максимальных скоростей

восходящих потоков по малому и большому радиусам соответственно:

$$\omega_{\delta r}^x = mY_r'; \quad \omega_{\delta R}^x = mY_R'.$$

На основании равенства расходов в затопленной струе и восходящих потоках, принимая, что форма жидкой лунки в каждом исследуемом поперечном сечении представляет собой круг с диаметром, равным эквивалентному, получено следующее выражение для определения коэффициента пропорциональности  $m$  [175]:

$$m = \frac{4\omega_{cp}^x}{\left(\frac{D_z^2}{4R_{стр.х}^2} - 1\right) \cdot (Y_r' + Y_R')} . \quad (3)$$

Непосредственное выражение для вычисления коэффициента  $m$  получают из рассмотрения условия неразрывности (равенства расходов жидкого металла в нисходящем и восходящем потоках для каждого поперечного сечения рассматриваемой области).

С учетом особенностей использованной в данной работе расчетной схемы, для вычисления средней скорости в восходящих потоках были выбраны пять направлений (рис. Б.1 а). На каждом из них скорость меняется от нуля, на границе нисходящей струи, до максимума у фронта затвердевания. Средняя же скорость в восходящем потоке предложено определить как среднее от средних скоростей по выбранным направлениям.

На основании вышесказанного в данной работе получена следующая зависимость для определения коэффициента пропорциональности  $m$ :

$$m = \frac{10\pi R_{стр.х}^2 \omega_{cp}^x}{\left(D_z^2 - \pi R_{стр.х}^2\right) \cdot \left(Y_r' + Y_R' + \frac{D_z}{2} - 3R_{стр.х} + \sqrt{\left(\frac{D_z}{2}\right)^2 + Y_r'^2} + \sqrt{\left(\frac{D_z}{2}\right)^2 + Y_R'^2}\right)} \quad (4).$$

## Приложение В

### Пример использования математической модели разливки стали и тепловой обработки заготовок для оптимизации процедуры задания граничных условий

В данном приложении приведен пример обоснования способа задания граничных условий теплообмена на примере технологии непрерывной разливки стали в сортовые заготовки для случая учета локальной неравномерности теплоотвода в зоне вторичного охлаждения.

При решении названной задачи в рамках классического метода, когда для каждого из участков технологической оси по всей поверхности заготовки задается соответствующее усредненное значение коэффициента теплоотдачи, справедливость подхода, согласно которому вдоль оси заготовки со скоростью вытягивания движется расчетное поперечное сечение и продольным тепловым потоком пренебрегают, не вызывает сомнений.

Однако при составлении математической модели, учитывающей локальную неравномерность теплоотвода в окрестности форсунок ЗВО, это упрощение не является столь очевидным. Сталь обладает достаточно высокой теплопроводностью и можно ожидать, что потоки, перетекающие в продольном направлении из зон локального разогрева в зону локального захлаживания, станут сопоставимы с величинами тепловых потоков, отводимыми от поверхности заготовки.

В литературе данные о результатах математического моделирования формирования непрерывнолитой заготовки с учетом локальной неравномерности отвода тепла в ЗВО встречаются достаточно редко. При этом до конца не ясно, учитывался ли в этих случаях тепловой поток в продольном направлении, и если нет, то было это допущение перенесено из модели с заданием по всей поверхности усредненных значений коэффициентов теплоотдачи или введено на основе специальной проверки. В интернет-ресурсах представлен ряд работ иностранных авторов, которые указывают на то, что тепловым потоком в продольном направлении при изучении

формирования непрерывнолитых заготовок следует пренебрегать. В этом случае также нет ясности, была ли выполнена проверка этого утверждения при формировании непрерывнолитой заготовки в условиях локальной неравномерности теплоотвода.

Для решения вопроса о целесообразности учета продольного теплового потока в данной работе сопоставляются решения задачи о затвердевании и охлаждении непрерывнолитой сортовой заготовки, полученное с учетом теплового потока в продольном направлении и без него [188].

Для учета влияния продольного теплового потока необходимо решать задачу в трехмерной постановке:

$$\frac{\partial t}{\partial \tau} = \frac{\lambda_{эф}}{\rho c_{эф}} \cdot \left( \frac{\partial^2 t}{\partial z^2} + \frac{\partial^2 t}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 t}{\partial x^2} \right).$$

Для аппроксимации дифференциального уравнения необходимо использовать шеститочечный шаблон ( $y, z$  – оси симметрии заготовки в поперечной плоскости,  $x$  – продольная ось симметрии).

Решение трехмерной задачи для непрерывнолитой заготовки в чистом виде представляет собой довольно сложную задачу, так как поперечный размер заготовки и ее длина в пределах МНЛЗ отличаются в 150-200 раз и каждое сечение заготовки движется вперед со скоростью вытягивания. В связи с этим предложен метод, основанный на следующих положениях:

- доля тепла, отводимого через торцевые поверхности заготовки, пренебрежимо мала по сравнению с количеством тепла, отводимым через боковую поверхность;
- продольный тепловой поток проявляется только в перетекании тепла из областей с локальным перегревом в области локального захлаживания.

Поэтому поставленную задачу предложено решать как двухмерную, но при этом ввести слагаемое, соответствующее распространению тепла в



продольном направлении  $a \cdot \partial \tau \cdot \frac{\partial^2 t}{\partial x^2}$ , которое аппроксимируется следующим образом:

$$a \cdot \Delta \tau \cdot \frac{t_{j,k}^{i+2} - 2t_{j,k}^{i+1} + t_{j,k}^i}{\Delta x^2}, \quad (1)$$

где  $a$  – коэффициент температуропроводности стали при ее температуре,  $\text{м}^2/\text{с}$ ;

$\Delta x$  – продольный шаг, расстояние между соседними фиксированными положениями расчетного сечения,  $\text{м}$ ;

$\Delta \tau$  – шаг по времени,  $\text{с}$ ;

$i+1$  – индекс временного слоя, соответствующий текущему положению расчетного сечения;

$i$  – индекс временного слоя, соответствующий предыдущему по отношению к текущему положению расчетного сечения;

$i+2$  – индекс временного слоя, соответствующий последующему по отношению к текущему положению расчетного сечения.

Это слагаемое добавляется при вычислении прогоночных коэффициентов для каждой точки расчетного температурного сечения к комплексу, представляющему собой сумму значения температуры с предыдущего временного слоя и второй производной явного направления.

Расчетное сечение также как и в обычной схеме (при решении двумерной задачи без учета продольного теплового потока) движется вдоль продольной оси заготовки со скоростью вытягивания: останавливается в фиксированных положениях, выстаивает в каждом из них в течение периода равного шагу по времени, затем с бесконечно большой скоростью переходит в следующее фиксированное положение, отстоящее на расстоянии, которое прошло бы расчетное сечение, двигаясь с постоянной скоростью вытягивания в течение периода, равного шагу по времени. В итоге расчетное сечение

последовательно проходит все фиксированные положения, что и заменяет прогонку в направлении продольной оси заготовки.

Алгоритм решения задачи таков:

1. Условно задаем вспомогательное нулевое температурное поле для всей заготовки.
2. Решаем задачу (2.1), при этом температуры для члена (1) берем из вспомогательного температурного поля (в итоге при первом прохождении шага 2 будет получено решение, как будто задача решалась без учета продольного теплового потока, так как каждый член вспомогательного температурного поля был равен нулю).
3. Рассчитанное поле записываем во вспомогательное поле и повторяем второй шаг, теперь выражение (1) вычисляется с помощью значений температуры, определенных при предыдущем выполнении шага 2.

Цикл состоит из шагов 2 и 3 и выполняется до тех пор, пока с заданной точностью не совпадут значения температуры всех точек расчетного сечения во всех его фиксированных положениях, определенные при ближайших выполнениях шага 2.

В данной работе исследования проведены для сортовой заготовки сечением 130x130 мм, марка стали 20, скорость разливки 3,2 м/мин, активная длина кристаллизатора 900 мм. Для всей поверхности заготовки в кристаллизаторе принято значение коэффициента теплоотдачи 1800 Вт/(м<sup>2</sup>·К), длина 1-го сектора ЗВО 400 мм. Принято, что в пределах этого сектора вся поверхность заготовки равномерно охлаждается водой и значение коэффициента теплоотдачи составляет 1600 Вт/(м<sup>2</sup>·К).

Для форсунок 2-го сектора ЗВО граничные условия заданы с учетом локальной неравномерности отвода тепла в окрестности форсунок [95]. Схема расположения областей с качественно различными механизмами теплообмена представлена на рис. 2.4.

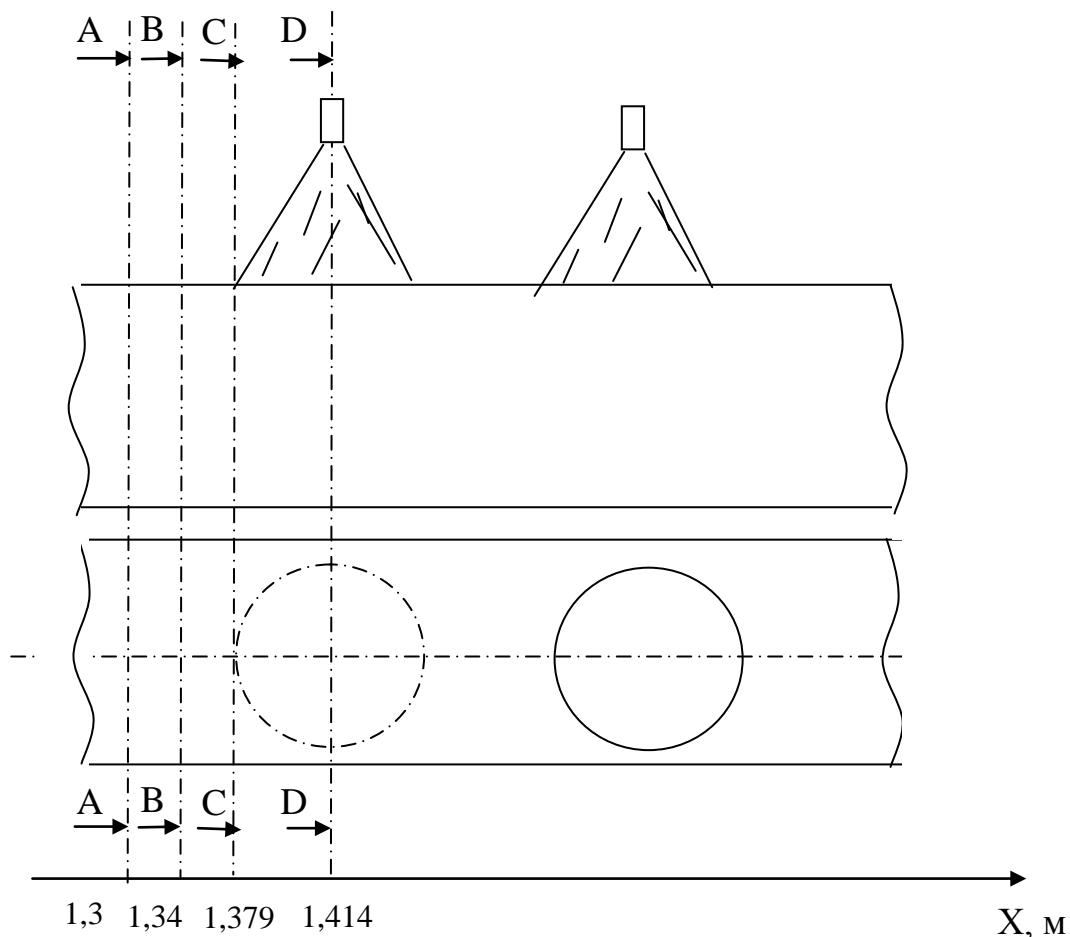


Рисунок В.1 – Схема выбора расчетных сечений для сравнения температурных полей, определенных с учетом продольного теплового потока и без него

Значение коэффициентов теплоотдачи для различных областей таково: область действия факела  $1560 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$ ; зона охлаждения стекающей водой  $270 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$ , зона охлаждения за счет излучения и конвекции  $130 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$ . Радиус факела форсунки  $3,5 \text{ см}$ .

Задание геометрических, начальных и теплофизических условий однозначности также как и для случая решения задачи без учета продольного теплового потока проведено по опыту работы [86].

Для сравнения выбраны температурные поля, определенные с учетом продольного теплового потока и без него, взятые в окрестности 1-ой форсунки 2-го сектора. Форсунка 2-го сектора выбрана в связи с тем, что здесь достаточно тонкая корка металла и значительный уровень интенсивности охлаждения. На рис. В.1 показаны 1-ая и 2-ая форсунки 2-го сектора ЗВО и

нанесены принятые для рассмотрения поперечные сечения и их продольные координаты, отсчитанные от мениска вдоль продольной оси заготовки.

Задача решалась на равномерной разностной сетке  $37 \times 37$ , нанесенной на поперечное сечение заготовки ( $130 \times 130$  мм), то есть шаг по координате равен 3,5 мм. Базовый шаг по времени 0,24 с, то есть расстояние между соседними фиксированными положениями расчетного сечения составляет 1,2 мм.

Для упрощения восприятия информация о вычитании температурных полей приводится для более широкой сетки  $10 \times 10$ , которая также нанесена на поперечное сечение заготовки ( $130 \times 130$  мм). Переход от сетки  $37 \times 37$  к сетке  $10 \times 10$  осуществлен путем выбора из первой каждого четвертого элемента по вертикали и горизонтали, то есть таких элементов, у которых при делении вертикального и горизонтального номера на 4 дробная часть равна 0,25.

Процедура определения температурного поля с учетом продольного теплового потока проводилась однократно, то есть значение выражения (2.35) определялось на основании температурного поля, определенного без учета продольного теплового потока. Это стало возможным благодаря результатам предварительных оценочных расчетов, которые показали, что последующие итерационные шаги по уточнению температурного поля, определяемого с учетом продольного теплового потока, практически не приводят к изменению значений температуры.

В табл. В.1 приведено программное представление результатов вычитания температурных полей, определенных без учета и с учетом продольного теплового потока для расчетных поперечных сечений заготовки, указанных на рис. В.1 По сути дела представленные значения являются тем уточнением температурного поля в каждой конкретной точке, которое позволил получить учет продольного теплового потока. Можно однозначно утверждать, что такое уточнение является крайне незначительным и к нему не следует стремиться при решении большинства задач, даже тех, к точности решения которых предъявляются особые требования.

В представленном массиве данных можно найти как положительные, так и отрицательные значения уточнения температуры. Отрицательный знак

уточнения говорит о том, что температура, определенная с учетом продольного теплового потока, получилась больше, чем в случае, когда продольный тепловой поток не учитывался и наоборот. То есть при знаке «-» имеем локальный приток тепла, а при знаке «+» локальный отток тепла.

Таблица В.1

**Результаты вычитания температурных полей, определенных с учетом теплового потока в продольном направлении и без него для сетки 10x10, нанесенной на рассматриваемые поперечные сечения заготовки (рис. В.1)**

	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
<b>Для расчетного поперечного сечения А-А (1,3 м от мениска, см. рис.В.1)</b>										
1	-0,13	-0,09	-0,1	-0,07	-0,01	-0,01	-0,07	-0,1	-0,09	-0,13
2	-0,09	-0,04	-0,02	0	0,04	0,04	0	-0,02	-0,04	-0,09
3	-0,1	-0,02	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01	-0,02	-0,1
4	-0,07	0	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01	0	-0,07
5	-0,01	0,04	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01	0,04	-0,01
6	-0,01	0,04	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01	0,04	-0,01
7	-0,07	0	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01	0	-0,07
8	-0,1	-0,02	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01	-0,02	-0,1
9	-0,09	-0,04	-0,02	0	0,04	0,04	0	-0,02	-0,04	-0,09
10	-0,13	-0,09	-0,1	-0,07	-0,01	-0,01	-0,07	-0,1	-0,09	-0,13
<b>Для расчетного поперечного сечения В-В (1,34 м от мениска, см. рис.В.1)</b>										
1	-0,08	-0,07	-0,08	-0,05	0,01	0,01	-0,05	-0,08	-0,07	-0,08
2	-0,07	-0,04	-0,02	0	0,03	0,03	0	-0,02	-0,04	-0,07
3	-0,08	-0,02	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01	-0,02	-0,08
4	-0,05	0	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01	0	-0,05
5	0,01	0,03	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01	0,03	0,01
6	0,01	0,03	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01	0,03	0,01

7	-0,05	0	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01	0	-0,05
8	-0,08	-0,02	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01	-0,02	-0,08
9	-0,07	-0,04	-0,02	0	0,03	0,03	0	-0,02	-0,04	-0,07
10	-0,08	-0,07	-0,08	-0,05	0,01	0,01	-0,05	-0,08	-0,07	-0,08
<b>Для расчетного поперечного сечения С-С (1,379 м от мениска, см.рис.В.1)</b>										
1	-0,06	-0,06	-0,06	0,06	0,1	0,1	0,06	-0,06	-0,06	-0,06
2	-0,06	-0,05	-0,02	-0,01	0,03	0,03	-0,01	-0,02	-0,05	-0,06
3	-0,06	-0,02	0,01	0	0,01	0,01	0	0,01	-0,02	-0,06
4	0,06	-0,01	0	0,01	0,01	0,01	0,01	0	-0,01	0,06
5	0,1	0,03	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01	0,03	0,1
6	0,1	0,03	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01	0,03	0,1
7	0,06	-0,01	0	0,01	0,01	0,01	0,01	0	-0,01	0,06
8	-0,06	-0,02	0,01	0	0,01	0,01	0	0,01	-0,02	-0,06
9	-0,06	-0,05	-0,02	-0,01	0,03	0,03	-0,01	-0,02	-0,05	-0,06
10	-0,06	-0,06	-0,06	0,06	0,1	0,1	0,06	-0,06	-0,06	-0,06
<b>Для расчетного поперечного сечения D-D (1,419 м от мениска, см.рис.В.1)</b>										
1	-0,05	-0,06	-0,05	0,01	0,05	0,05	0,01	-0,05	-0,06	-0,05
2	-0,06	-0,06	-0,02	-0,01	0,02	0,02	-0,01	-0,02	-0,06	-0,06
3	-0,05	-0,02	0,01	0	0,01	0,01	0	0,01	-0,02	-0,05
4	0,01	-0,01	0	0,01	0,01	0,01	0,01	0	-0,01	0,01
5	0,05	0,02	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01	0,02	0,05
6	0,05	0,02	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01	0,02	0,05
7	0,01	-0,01	0	0,01	0,01	0,01	0,01	0	-0,01	0,01
8	-0,05	-0,02	0,01	0	0,01	0,01	0	0,01	-0,02	-0,05
9	-0,06	-0,06	-0,02	-0,01	0,02	0,02	-0,01	-0,02	-0,06	-0,06
10	-0,05	-0,06	-0,05	0,01	0,05	0,05	0,01	-0,05	-0,06	-0,05

Для более точного суждения о величине уточнения температурного поля, связанного с учетом продольного теплового потока было рассмотрено решение аналогичной задачи с другим значением шагов по времени (двукратное,

четырёхкратное, восьмикратное увеличение и двукратное уменьшение шага по времени), получены незначительно отличающиеся значения поправок (до 0,5 °С), причем зафиксировано некоторое изменение качественной картины распределения знаков.

Таким образом, сделан вывод о том, что учет продольного теплового потока при решении задачи определения температурного поля непрерывнолитой заготовки, формирующейся в условиях локальной неравномерности теплоотвода, позволяет уточнить расчетную информацию не более, чем на 0,5 °С. То есть допущение о равенстве нулю продольного теплового потока, традиционно применяющееся для моделирования в условиях равномерного охлаждения, можно применять и в условиях локальной неравномерности теплоотвода в зоне вторичного охлаждения.

Приложение Д  
Зависимость коэффициента линейной усадки для разных марок стали от температуры

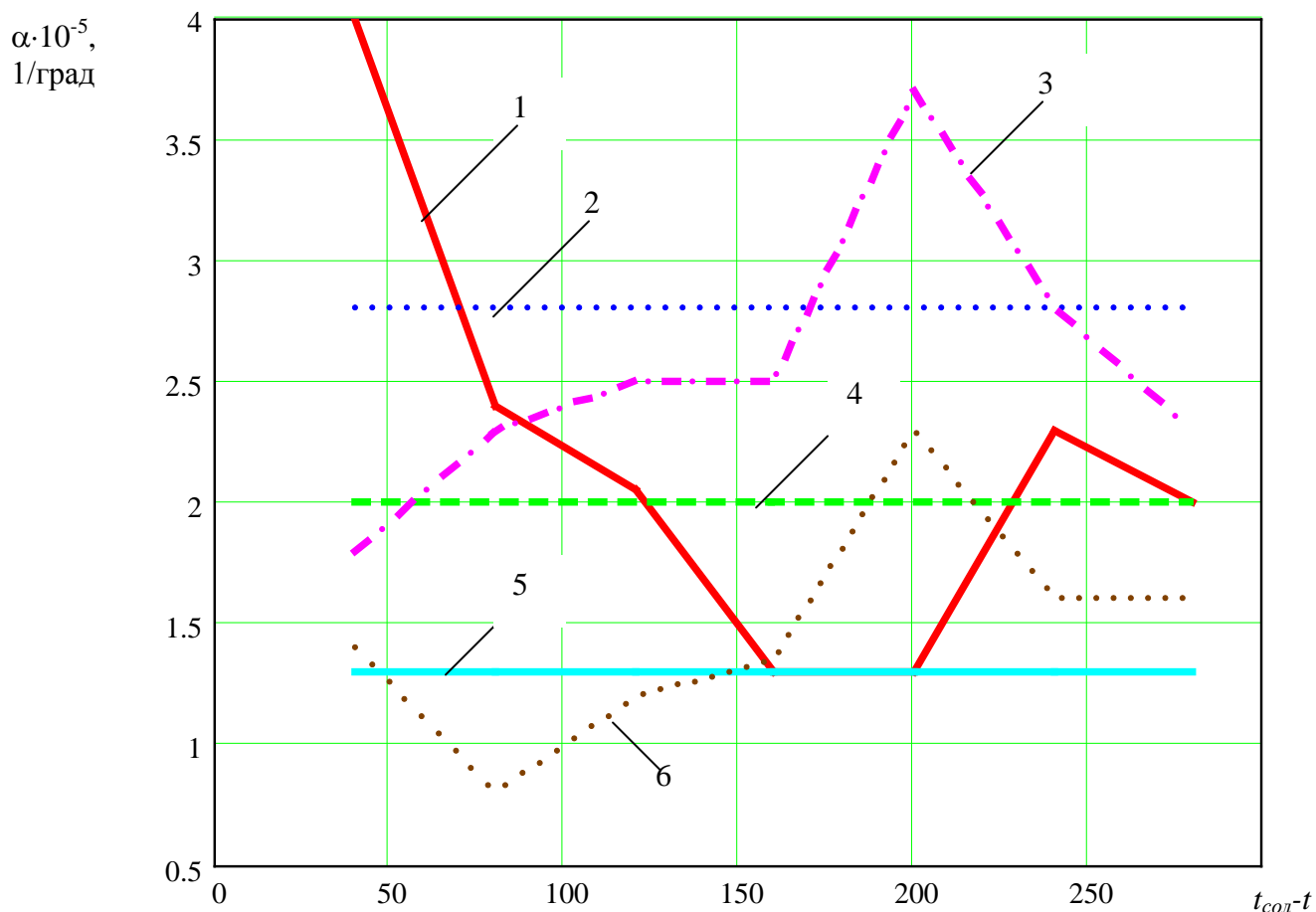


Рисунок Д.1 – Изменение коэффициента линейной усадки  $\alpha$  в зависимости от температуры для сталей с различным содержанием углерода (1 – 0,09%, 2 – 0,06%, 3 – 0,17%, 4 – 0,45%, 5 – 0,38%, 6 – 0,2%)



## Приложение Ж

### Анализ силового взаимодействия между корочкой формирующейся заготовки и материалом гильзы кристаллизатора

Для нахождения продольных усилий, возникающих при несоответствии размера заготовки геометрии внутреннего профиля гильзы кристаллизатора, необходимо воспользоваться расчетной схемой, представленной на рис. Р.1 б, соответствующей области, выделенной на рис. Р.1.а. Она отражает тот факт, что в общем случае имеет место растяжение медной грани гильзы кристаллизатора на величину  $\Delta l_1$  за счет возникновения растягивающего усилия  $N_1$  и сжатие корочки заготовки на величину  $\Delta l_2$  за счет возникновения сжимающего усилия  $N_2$ . Причем сумма деформаций  $\Delta l_1$  и  $\Delta l_2$  равна общей величине несоответствия размера заготовки размеру внутренней полости кристаллизатора  $\Delta l = l_2 - l_1$ , а усилия  $N_1$  и  $N_2$  равны между собой из условия равновесия.

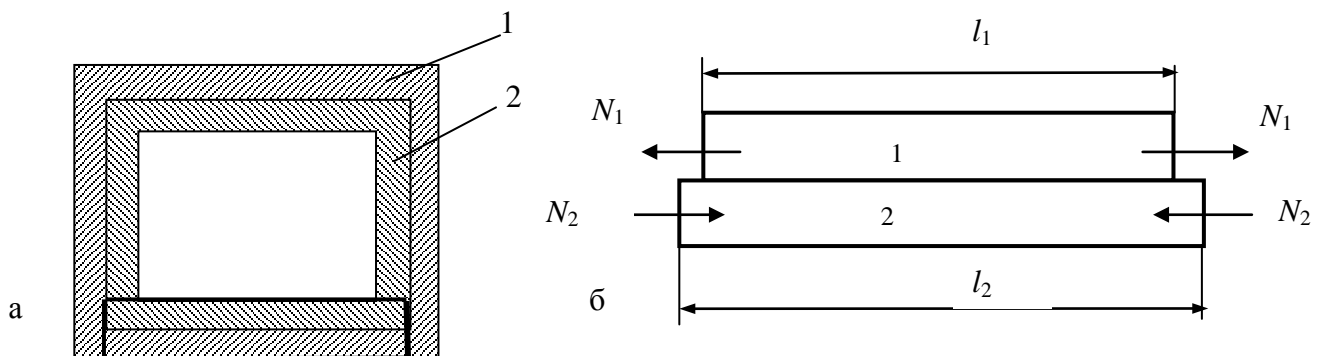


Рисунок Ж.1 – Расчетная схема для определения продольных усилий взаимодействия корочки заготовки и материала гильзы кристаллизатора (а – общая схема, б – анализируемый элемент схемы)

Отсюда с учетом известной зависимости для определения продольной деформации получим следующее выражение, устанавливающее соотношение между деформациями медной и стальной стенок:

$$\frac{\Delta l_1}{\Delta l_2} = \frac{E_2}{E_1} \cdot \frac{\delta_2}{\delta_1} \cdot \frac{l_1}{l_2},$$

где величины с индексом 1 относятся к медной стенке и ее свойствам, а с индексом 2 – к стальной стенке. Подставляя

значения величин, стоящих в правой части выражения (толщина корки заготовки и средняя температура, определяющая значение модуля упругости, взяты для заготовки сечением 125x125 мм при скорости разлива 4м/мин в донной части кристаллизатора), получим максимально возможное соотношение между деформациями стенок  $\frac{\Delta l_1}{\Delta l_2} = 0.0525$ . Столь

незначительная деформация медной стенки объясняется тем, что при практически одинаковой толщине стальной и медной стенок, первая обладает намного меньшей жесткостью, так как по высоте кристаллизатора ее средняя температура имеет значение не меньше 1200°C; в то время как средняя температура медной стенки составляет 50-70°C. То есть деформацией растяжения стенок кристаллизатора можно пренебречь и полагать для расчетов  $\Delta l_1 = \Delta l_2$ .

Что касается воздействия ферростатического давления на напряженно-деформированное состояние корочки заготовки и гильзы кристаллизатора, то в этом случае напряжения возникают от растяжения граней продольным усилием  $p(l_1 - 2\delta_2)$  и от изгиба, причем согласно известным данным максимальные напряжения от изгиба возникают в угловых элементах кристаллизатора и определяются выражением

$$\frac{p(l_1 - 2\delta_2)^2}{2(\delta_1 + \delta_2)^2}, \text{ где } \delta_1, \delta_2 - \text{толщины медной и стальной стенок на}$$

некотором горизонте кристаллизатора. В виду малого значения ферростатического давления и ширины грани максимальное значение изгибных напряжений составляет 0,88 МПа, что составляет 3-5 % от значения напряжений, возникающих от общей величины продольных усилий. Поэтому при анализе силового взаимодействия корочки заготовки и материала гильзы кристаллизатора изгиб от ферростатического давления исключен из рассмотрения.

### Приложение 3

#### Сравнение используемых и спроектированных профилей кристаллизаторов для разливки заготовок сечением 130x130 мм

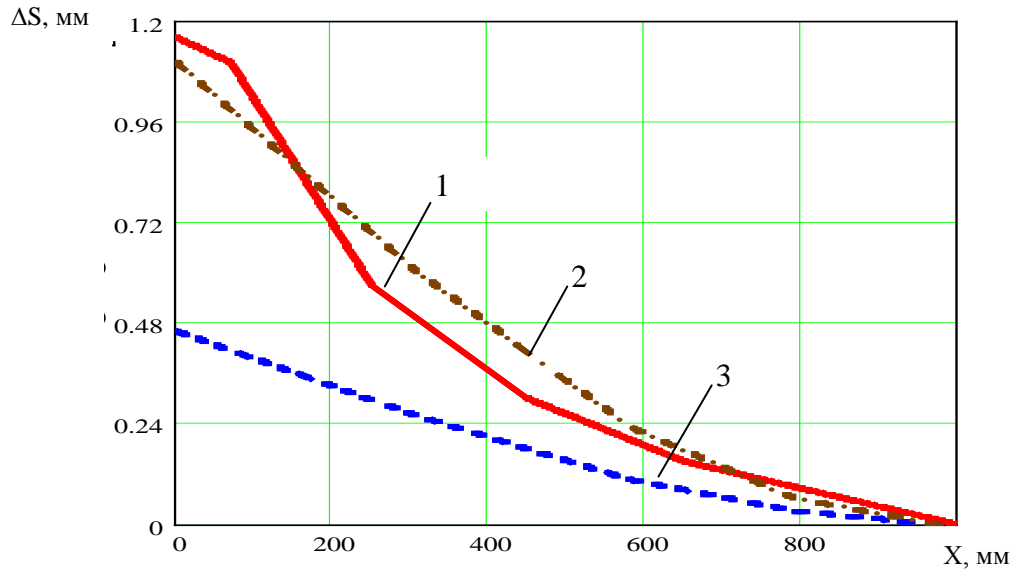


Рисунок 3.1 – Сравнение конусности спроектированных кристаллизаторов для разливки сортовых заготовок сечением 130x130 мм с известным аналогом (1 – абсолютная конусность кристаллизатора производства фирмы Europe Metalli; 2, 3 – абсолютные конусности спроектированных кристаллизаторов для разливки сталей со средним содержанием углерода 0,17 % и 0,38 % соответственно).

**Характеристики некоторых современных пирометров, которые можно применять для измерения температуры формирующейся непрерывнолитой заготовки**

Модель	Диапазон t.	Масса,размер	Питание	Погрешность	Целеуказатель	Выходной сигнал	Инерционность	Спектральный диапазон	Тип пирометра
С-500	400-1600	205x150x85; 0,8кг	3В	1%	Оптический	RS485, 4-20мА	2с	0,85-0,97 мкм	и/к
С-500.7	800-2200	205x150x85; 0,8кг	3В	1%	Оптический	RS485, 4-20мА	1с	0,85-0,97 мкм	и/к
С-3000.2	800-1200	300x150x120; 5,5кг	17-24В	1%	Оптический	RS485, 4-20мА	1	0,6-1,4 мкм	излучения
С-3000.3	900-1400	300x150x120	17-24В	1%	Оптический	RS485, 4-20мА	0,3	0,6-1,4 мкм	излучения
С-700	700-2200	32x220	17-24В	0,5%	Оптический	RS485, 4-20мА	0,5	0,9-1,1 мкм	и/к
ТВ2С	500-1800	117x340, 2,2 кг	24В	0,5%	лазерный	RS232, 0-20мА	0,3	0,9-1,1 мкм	Спектр. отношения
ТВ4С	500-1800	117x28; 2,2 кг	24В	0,3%	лазерный	RS232, 0-20мА	0,3	0,9-1,1 мкм	Спектр. отношения
ТВ6С2	500-1800	220x150x90 ; 1,7 кг	24В	1%	лазерный	RS232, 0-20мА	0,3	0,9-1,1 мкм	Спектр. отношения
ТЦ2С2	600-1800	117x340 ,2,2 кг	24В	0,5%	лазерный	RS232, 0-20мА	0,3	0,6-0,9; 0,9-1,1 мкм	Спектр. отношения
ТЦ4С2	600-1800	117x340, 2,2 кг	24В	0,3%	лазерный	RS232, 0-20мА	0,3	0,6-0,9; 0,9-1,1 мкм	Спектр. отношения
ТЦ5С2	800-3000	117x340, 2,2 кг	24В	0,3%	лазерный	RS232, 0-20мА	0,3	0,6-0,9; 0,9-1,1 мкм	Спектр. отношения
ТЦ3С2	800-3000	117x340, 2,2 кг	24В	0,5%	лазерный	RS232, 0-20мА	0,3	0,9-1,1 мкм	Спектр. отношения
ТВ7С2	700-3000	220x150x90; 1,7 кг	24В	1%	лазерный	RS232, 0-20мА	0,3	0,9-1,1 мкм	Спектр. отношения
Ст-2.02	900-2300			1%	лазерный	4-20мА	0,5	320-1100 нм	излучения

Приложение К  
Характеристик некоторых современных пирометров, которые можно  
применять для измерения температуры формирующейся  
непрерывнолитой заготовки

Приложение Л  
Зависимость температурного перепада в районе фронта затвердевания от параметров разливки

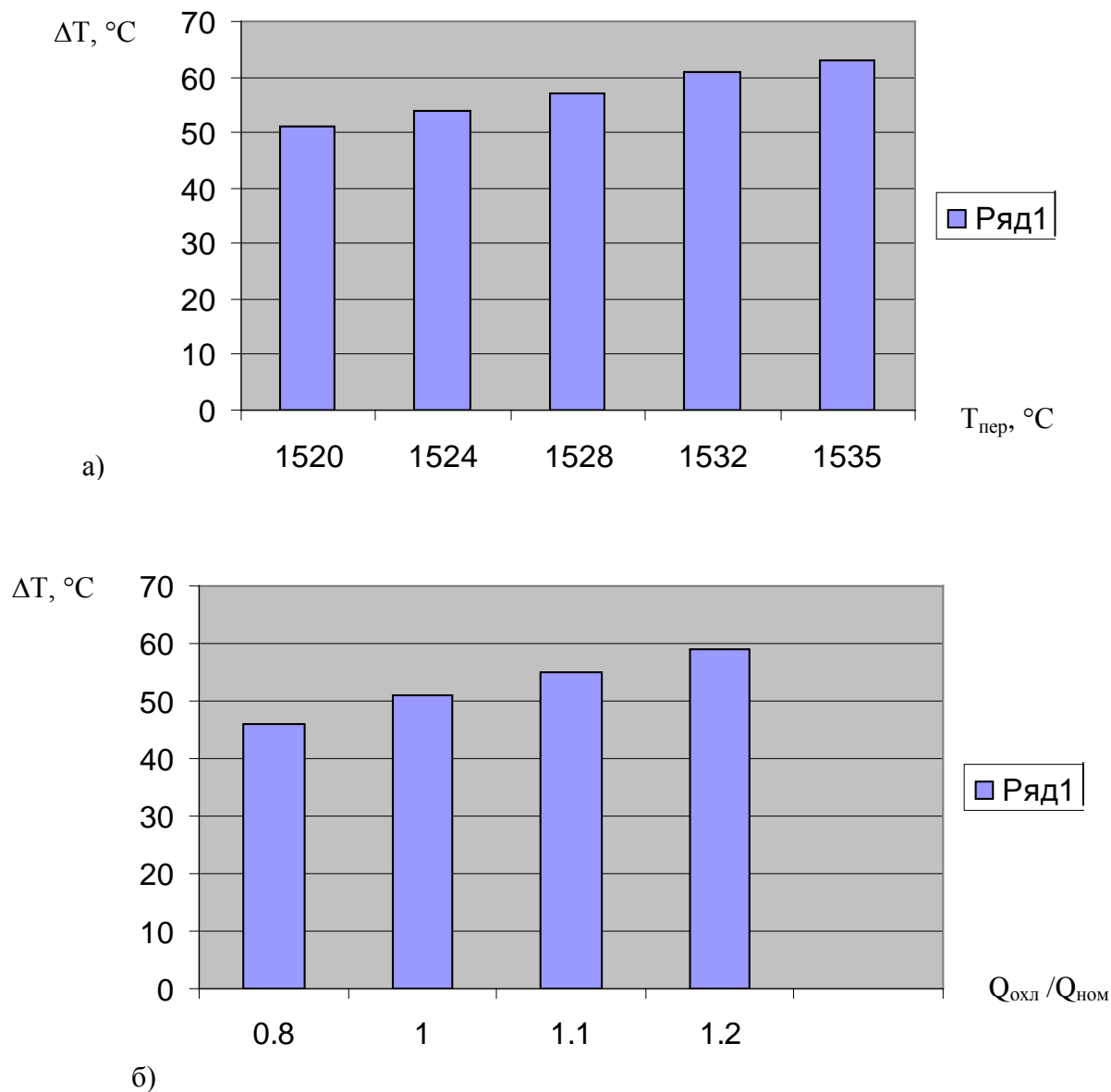


Рисунок Л.1 – Зависимость температурного перепада между точками, лежащими на расстоянии 3,7 мм по разные стороны от фронта затвердевания, для случая разливки заготовок сечением 130x130 мм из марки стали 20ХНМА со скоростью разливки 3,2 м/мин (а – для разных значений перегрева жидкой стали, б – для разных интенсивностей охлаждения в ЗВО).

## Приложение М

Определение критериев, необходимых для описания конвективного теплообмена при импульсной подаче сред, при помощи теории размерностей

Таблица М.1 – Анализ единиц измерения физических величин, задействованных в описании рассматриваемой задачи

Физические величины	Обозначение	Единицы измерения	Представление единиц измерения через основные единицы системы СИ
Коэффициент конвективной теплоотдачи	$\alpha$	Вт/(м <sup>2</sup> ·К)	М·Т <sup>-3</sup> ·К <sup>-1</sup>
Характерный геометрический размер обтекаемого тела	d	м	L
Средняя скорость течения среды	w	м/с	L·Т <sup>-1</sup>
Коэффициент теплопроводности среды	$\lambda$	Вт/(м·К)	М·L·Т <sup>-3</sup> ·К <sup>-1</sup>
Теплоемкость среды	C <sub>p</sub>	Дж/(кг·К)	L <sup>2</sup> ·Т <sup>-2</sup> ·К <sup>-1</sup>
Плотность среды	$\rho$	кг/м <sup>3</sup>	М·L <sup>-3</sup>
Динамическая вязкость среды	$\mu$	Па·с	М·L <sup>-1</sup> ·Т <sup>-1</sup>
Частота пульсации среды	$\nu_{имп}$	с <sup>-1</sup>	Т <sup>-1</sup>

Исходное выражение для определения вида критериального уравнения:

$$\alpha^a \cdot d^b \cdot w^c \cdot \lambda^d \cdot C_p^e \cdot \rho^f \cdot \mu^g \cdot \nu_{имп}^h = \pi_1 \cdot \pi_2 \cdot \pi_3 \cdot \pi_4$$

Система уравнений для определения показателей степени при параметре и факторах исследуемой задачи:

$$\begin{cases} M: & a + d + f + g = 0 \\ L: & b + c + d + 2 \cdot e - 3 \cdot f - g = 0 \\ K: & -a - d - e = 0 \\ T: & -3 \cdot a - c - 3 \cdot d - 2 \cdot e - g - h = 0 \end{cases}$$

Результаты решения системы уравнений:

$$\begin{cases} d = -a - e \\ g = e - f \\ c = f - h \\ b = h + a + f \end{cases}$$

$$\alpha^a \cdot d^{h+a+f} \cdot w^{f-h} \cdot \lambda^{-a-e} \cdot C_p^e \cdot \rho^f \cdot \mu^{e-f} \cdot v_{umh}^h = \pi_1 \cdot \pi_2 \cdot \pi_3 \cdot \pi_4$$

Группировка параметра и факторов задачи в виде безразмерных критериев:

$$\left(\frac{\alpha \cdot d}{\lambda}\right)^a \cdot \left(\frac{w \cdot d \cdot \rho}{\mu}\right)^f \cdot \left(\frac{C_p \cdot \mu}{\lambda}\right)^e \cdot \left(\frac{v_{umh} \cdot d}{w}\right)^h = \pi_1 \cdot \pi_2 \cdot \pi_3 \cdot \pi_4$$

Запись безразмерных критериев, используемых для решения рассматриваемой задачи:

$$Nu = \frac{\alpha \cdot d}{\lambda} \quad Re = \frac{w \cdot d \cdot \rho}{\mu} \quad Pr = \frac{C_p \cdot \mu}{\lambda} \quad Sr = \frac{v_{umh} \cdot d}{w}$$

Наукова монографія

Бірюков Олексій Борисович

**УДОСКОНАЛЕННЯ ТЕПЛОТЕХНІЧНИХ ПАРАМЕТРІВ СИСТЕМ  
ВИРОБНИЦТВА БЕЗПЕРЕРВНОЛИТОЇ ЗАГОТОВКИ ТА ЇЇ  
ТЕПЛОВОЇ ОБРОБКИ**

Коректор: Бірюков Д. Б.