

Министерство образования и науки
Донецкой Народной Республики
ГУ «Институт прикладной математики и механики»

на правах рукописи

Иванова Анна Александровна

**ПРОГНОЗНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕПЛОВЫХ ПРОЦЕССОВ
ПРИ НЕПРЕРЫВНОЙ РАЗЛИВКЕ МЕТАЛЛОВ**

Специальность 05.14.04 – Промышленная теплоэнергетика

Диссертация
на соискание ученой степени
доктора технических наук

Научный консультант:
доктор технических наук, профессор
Бирюков Алексей Борисович

Донецк – 2018

СОДЕРЖАНИЕ

Введение.....	7
Глава 1. Обзор методов математического моделирования тепловых процессов в непрерывном слитке и кристаллизаторе	20
1.1. Краткая историческая справка о развитии технологии непрерывной разливки	21
1.2. Математическое моделирование поля температур непрерывного слитка и стенок кристаллизатора МНЛЗ.....	23
1.2.1. Математическая модель тепломассопереноса в непрерывном слитке с классическим условием Стефана	26
1.2.2. Математическая модель квазиравновесной зоны.....	28
1.2.3. Методы учёта диффузионных процессов при затвердевании металлов и сплавов	31
1.2.4. Моделирование влияния гидродинамических процессов в расплавленной части на поле температур непрерывного слитка	32
1.2.5. Модель с определением положения двухфазной зоны методом задания функции состава гетерогенной смеси.....	37
1.2.6. Требования к прогнозным моделям.....	38
1.3. Анализ методов наблюдения тепловых процессов в кристаллизаторе МНЛЗ	41
1.3.1. Метод измерения перепада температур	44
1.3.2. Метод калориметрирования.....	44
1.3.3. Система «Кристаллизатор».....	45
1.3.4. Измерения температуры при помощи волоконных световодов.....	48
1.3.5. Контроль величины эффективной толщины зазора между поверхностью слитка и стенкой кристаллизатора.....	51

1.3.6. Методики моделирования температурного поля кристаллизатора	53
1.4. Методики наблюдения глубины и формы жидкой лунки непрерывного слитка	55
1.5. Математическое моделирование при проектировании форсуночного охлаждения МНЛЗ.....	61
1.5.1. Методы идентификации коэффициента теплоотдачи под форсунками.....	63
1.5.2. Моделирование температурного поля непрерывного слитка для различных параметров форсуночного охлаждения.....	67
1.5.3. Критерий оптимальности размещения форсунок.....	69
1.6. Современные подходы к эффективному управлению теплотехническими процессами в зоне вторичного охлаждения МНЛЗ.....	74
1.6.1. Определение рациональных теплофизических параметров работы ЗВО.....	74
1.6.2. Критерии качества непрерывного слитка	79
1.6.3. Управление расходами охлаждающей воды в ЗВО	81
1.7. Методы изучения закономерностей образования макроструктуры непрерывного слитка.....	86
1.8. Постановка задач исследования	91
Глава 2. Системный анализ математических моделей температурного поля и границы фазового перехода в непрерывном слитке	96
2.1. Формализация моделируемого процесса теплопереноса внутри непрерывного слитка	97
2.2. Уравнения теплопроводности, граничные и начальные условия для поля температур непрерывного слитка.....	100
2.3. Конечно-разностные аналоги уравнений теплопроводности и граничных условий	104

2.4. Методы задания положения границы фазового перехода в кристаллизующемся непрерывном слитке	107
2.4.1. Задача Стефана.....	108
2.4.2. Численное решение задачи с условием Стефана.....	109
2.4.3. Определение положения двухфазной зоны методом задания эффективной теплоёмкости	114
2.4.4. Моделирование температурного поля непрерывного слитка с определением положения границы фазового перехода методом задания функции состава гетерогенной смеси.....	116
2.4.5. Определение положения двухфазной зоны методом задания условий Стефана для границ однофазной и двухфазной областей	125
2.5. Сравнительный анализ методов моделирования положения границы фазового перехода	127
2.6. Выводы.....	129
Глава 3. Прогнозная модель для определения рациональных параметров охлаждения кристаллизатора.....	130
3.1. Характеристика тепловых процессов в кристаллизаторе	131
3.2. Математическая модель температурного поля кристаллизатора .	134
3.3. Результаты моделирования температурного поля стенок кристаллизатора и слитка внутри кристаллизатора	139
3.4. Оперативная диагностика теплотехнических процессов, протекающих в кристаллизаторе.....	142
3.5. Определение рациональных параметров охлаждения кристаллизатора	147
3.5. Выводы	148
Глава 4. Изменения формы жидкой лунки при варьировании параметров процесса непрерывной разливки	149
4.1. Процессы, определяющие положение двухфазной зоны и глубину жидкой лунки в непрерывнолитой заготовке	150

4.2. Моделирование температурного поля непрерывнолитого сляба и формы жидкой лунки	152
4.3. Исследование функций чувствительности и влияния различных параметров процесса разлива на форму и глубину жидкой лунки слябовой заготовки	155
4.3.1. Функции чувствительности	155
4.3.2. Реакция формы и глубины жидкой лунки на варьирование скорости вытягивания слитка	155
4.3.3. Реакция формы и глубины жидкой лунки на изменения параметров вторичного охлаждения слитка	157
4.3.4. Исследование влияния геометрических и теплофизических параметров на глубину и форму жидкой лунки	159
4.4. Исследование реакции формы и глубины жидкой лунки на изменения параметров разлива для сортовой заготовки	162
4.5. Экспериментальное подтверждение результатов моделирования для сортовой заготовки	166
4.6. Выводы	168
Глава 5. Методика расчета оптимальных параметров форсуночного охлаждения	170
5.1. Экспериментальное определение коэффициента теплоотдачи под форсунками	171
5.2. Идентификация коэффициента теплоотдачи	182
5.3. Моделирование температурного поля непрерывного слитка для различных параметров форсуночного охлаждения	186
5.4. Расчет оптимальных параметров форсуночного охлаждения непрерывнолитого сляба	190
5.5. Выводы	201
Глава 6. Определение рациональных режимов расхода охлаждающей воды в ЗВО	203
6.1. Критерии качества	203

6.2. Прогнозное управление тепловым состоянием непрерывного слитка	219
6.3. Определение рациональных параметров тепловой работы ЗВО слябовых МНЛЗ	231
6.4. Выводы	242
Глава 7. Исследование влияния тепловых процессов на формирование макроструктуры непрерывного слитка.....	244
7.1. Структурные зоны массивного стального слитка	244
7.2. Моделирование поля температур большого стального слитка.....	248
7.3. Прогнозное моделирование структуры для непрерывного слитка	251
7.4. Сравнительный анализ особенностей формирования структуры стального и латунного слитка.....	255
7.5. Математический прогноз формирования структурных зон в массивном латунном слитке	262
7.6. Влияние структурного критерия Пекле на процесс формирования столбчатых кристаллов	267
7.7. Влияние термального критерия Пекле на процесс формирования столбчатых кристаллов в непрерывном латунном слитке	273
7.8. Выводы	279
Основные выводы по работе	280
СПИСОК ИСПОЛЬЗУЕМЫХ ИСТОЧНИКОВ	285
Приложение А	321
Приложение Б	325

ВВЕДЕНИЕ

Актуальность темы

Технология непрерывной разливки является одним из самых прогрессивных способов производства заготовок из металлов и сплавов, она обеспечивает высокую степень однородности заготовок, увеличивает выход годного проката в среднем на 7-10%, а при разливке легированных сталей на 15-20%. Такой способ разливки сокращает цикл металлургического производства, позволяет совмещать сталеразливочный и прокатный процесс, а также полностью механизировать и автоматизировать производство, улучшает условия труда, существенно снижает выбросы вредных веществ в окружающую среду.

В производственной цепочке машина непрерывного литья заготовок (МНЛЗ) находится между сталеплавильным агрегатом и прокатным станом, поэтому от эффективности её работы зависит производительность всей технологической линии, а также качество и себестоимость конечной продукции.

Соблюдение правильных параметров теплового процесса в МНЛЗ необходимо для получения качественной заготовки и для безаварийной работы производственного оборудования, что в свою очередь влияет на ресурсосбережение и безопасность.

Изучением тепловых процессов, происходящих в непрерывной разливке, в Советском Союзе, а позднее в постсоветских странах, занимались такие известные учёные как Г.П. Иванцов, А.И. Вейник, В.С. Рутес, М.Я. Бровман, В.Ю. Авдонин, Б.Т. Борисов, В.А. Ефимов, В.А. Емельянов, Ю.А. Самойлович, Д.П. Евтеев, Е.М. Китаев, Р.Т. Сладкошteeв, В.М. Нисковских, Л.С. Рудой, В.И. Дождиков, А.И. Цаплин, В.И. Тимошпольский, А.Н. Шичков, Н.В. Телин, Д.А. Дюдкин, А.Н. Смирнов, В.М. Паршин, Б.Я. Любов, Н.И. Шестаков, Ю.А. Калягин, А.Д. Акименко, М.С. Бойченко, А.В. Третьяков, Б.И. Краснов, В.А. Карлик, А.А. Целиков, З.К. Кабаков, А.И. Манохин, Л.Н. Сорокин, В.И. Лебедев, А.Л. Кузьминов и др. Среди зарубежных учёных изучающих теплофизику

непрерывной разливки наиболее известными являются З. Юнханс, М. Флемингс, Б. Дж. Томас – директор консорциума непрерывной разливки, Дж. Сенгупта, Дж. Бентсман, М. Рауденски, К. Бернхард, Ю. Баст, Б. Сарлер, М. Беллет, М. Раппаз, И.В. Самарасекера, Д.М. Стефанеску, В. Волчинский и другие. Математическое моделирование процесса затвердевания на различных масштабных уровнях представлено в работах Е.А. Бренера, П.Н. Вабищевича, Ф.В. Недопекина, В.В. Белоусова, В.П. Скрипова, Д.Е. Темкина, А.Р. Уманцева, К. Беккермана, Р. Кобаяши, Д.С. Лангера, Г.Б. Макфадена, Р.Ф. Секерки, Р. Триверди, А.А. Веллера и др. Исследованиям динамики кристаллизационных процессов с плоским фронтом и двухфазной зоной на различных этапах затвердевания посвящены работы В.А. Журавлева, Д. В. Александрова, В. Курца, В.В. Мансурова и других. Практическое применение и развитие технологии непрерывной разливки изучается в работах Емельянова, В.Г. Лисиенко, Л.В. Буланова, А.В. Куклева, Ю.А. Калягина и др.

Начало научно-технического развития непрерывной разливки было положено в 1856 году английским инженером-изобретателем Генри Бессемером, который запатентовал схему разливки металла между двумя вращающимися валками. До настоящего времени было проведено множество исследований, предложены различные решения в конструкции машин непрерывного литья и способах разливки, тем не менее, всё ещё остаются актуальными достаточно большое количество задач, а вместе с развитием технологии непрерывной разливки возникают новые. Среди них задачи определения тепловых взаимосвязей между оборудованием машины и непрерывным слитком в кристаллизаторе и зоне вторичного охлаждения (ЗВО), методы рационального охлаждения слитка в МНЛЗ при динамических режимах разливки, когда изменяются скорость разливки и параметры жидкого металла, поступающего из промковша в кристаллизатор.

Одной из наиболее сложных и важных задач получения качественной непрерывнолитой заготовки является повышение её структурной однородности. Получение однородного слитка затруднено вследствие различных условий кристаллизации в разных зонах, усадки, ликвации примесей, формы сечения и

размеров слитка и других факторов, среди которых одним из важнейших выступает неравномерность распределения температурных полей. В целях ресурсосбережения в настоящее время проводятся работы по совмещению процессов разливки и горячей прокатки. Одна из возникающих при этом проблем связана с невозможностью инспекции поверхности заготовок и зачистки трещин, как это имеет место в разомкнутом технологическом цикле, что предъявляет достаточно жёсткие требования к соблюдению температурно-скоростных режимов разливки [114].

Метод натурных экспериментов в решении задач изучения тепловых процессов в непрерывной разливке требует затрат больших ресурсов, к тому же он недостаточен для наблюдения за реальным производственным процессом. При этом современный уровень развития численных методов и ЭВМ делает численный подход в решении тепловых задач для непрерывной разливки наиболее привлекательным. Он не имеет ограничений, связанных с нелинейностью [6, 43, 115, 141, 171], которые возникают при аналитическом решении. С каждым годом стоимость численных исследований снижается, а возможности неуклонно растут. Компьютерное моделирование может во многих случаях заменять собой дорогостоящие натурные эксперименты, проводимые при разработке и проектировании новых МНЛЗ, а также во время пуско-наладочных работ.

Поскольку измерение температурного поля в высокотемпературных режимах зачастую практически невозможно, в качестве информации для систем автоматического управления наиболее рационально использовать данные компьютерного моделирования. Таким образом, можно организовать прогнозное управление – делая прогноз на будущее развитие теплового процесса, подбирать наиболее рациональные в текущий момент времени управляющие параметры. При таком подходе требуется, чтобы компьютерное моделирование выполнялось, по крайней мере, в несколько раз быстрее режима реального времени, а, следовательно, сложность расчёта по модели должна учитывать вычислительную мощность компьютерной техники.

Связь работы с научными программами, планами, темами

Диссертационная работа выполнена в рамках госбюджетных темы Института прикладной математики и механики «Современные алгебраические, логические и эволюционные методы верификации, идентификации и управления дискретными и непрерывными системами» (№ государственной регистрации 0109U002770), «Разработка математических моделей и методов их исследования, идентификации и управления технологическими процессами с распределёнными параметрами для объектов нанотехнологий и энергетики» (№ государственной регистрации 0112U000025), «Разработка методов математического и алгоритмического моделирования, анализа, обучения и управления в физических и информационных процессах» (№ государственной регистрации 0117D000130).

Цель и задачи исследования

Развитие теории и методов моделирования механизмов и закономерностей процессов теплопереноса для оперативного наблюдения и оценки тепловых процессов кристаллизации слитков и разработки научных основ совершенствования технологии непрерывной разливки.

Объект исследования: тепловые процессы в технологиях непрерывной разливки металлов и сплавов.

Предмет исследования: математические и компьютерные модели температурных полей непрерывного слитка и стенок кристаллизатора МНЛЗ.

Для достижения поставленной цели в работе сформулированы и решены **следующие задачи:**

- анализ существующих методов моделирования температурного поля непрерывного слитка;
- разработка новых методов моделирования температурного поля с определением положения в нём двухфазной зоны;
- разработка прогнозной модели для определения рациональных параметров охлаждения кристаллизатора;
- исследование поведения границ фазового перехода в кристаллизующемся металле в зависимости от динамики процесса разливки;

- разработка методики оптимального размещения форсунок в ЗВО;
- определение числовых характеристик теплового поля, которые могут служить критериями качества непрерывного слитка;
- определение оптимальных для повышения качества продукции режимов расхода воды в ЗВО при переходных процессах;
- исследование влияния тепловых режимов на формирующуюся кристаллическую структуру непрерывного слитка.

Методы исследования. Работа выполнена на основе теоретических, натурных и лабораторных исследований. Методами математического и компьютерного моделирования были исследованы тепловые процессы охлаждения, происходящие в непрерывном слитке, во время его движения в области кристаллизатора и в зоне вторичного охлаждения (ЗВО), а также тепловые процессы в рабочей стенке кристаллизатора. Экспериментальные данные были получены на действующих промышленных МНЛЗ и использованы для настройки разработанных компьютерных моделей в соответствии с условиями реального производства, а также для проверки разработанных теории и методов определения рациональных параметров работы металлургического оборудования. В лабораторных условиях исследовались характеристики форсунок ЗВО для выработки методов их рационального размещения и соответствующего функционирования в динамике процесса непрерывной разливки. Соответствие результатов прогнозного моделирования и полученных в реальных производственных условиях структур слитков в зависимости от параметров протекания теплового процесса проверялось в лабораторных условиях, где были специально подготовлены темплеты для исследования получаемых структур непрерывнолитых заготовок.

Научная новизна работы

1. Впервые разработана математическая модель температурного поля непрерывнолитой заготовки с определением положения границ двухфазной зоны по условиям Стефана, сформулированным отдельно для ликвидуса и солидуса,

которая позволяет рассчитывать геометрию двухфазной области, а также скорости продвижения изотерм и границ фазового перехода и градиенты температур вблизи фазового перехода.

2. Впервые предложена методика расчёта положения границы раздела фаз, заданного условием Стефана, и температуры в узлах вблизи фазового перехода по специальному равномерному шаблону, который позволяет устанавливать для расчёта положения границы тот же шаг по времени, что и для основной явной конечно-разностной схемы расчёта поля температур.

3. Выполнено системное сопоставление моделей температурного поля с расчётом границ фазового перехода по условиям Стефана, по квазиравновесной модели, по методу введения функции состава гетерогенной меси, а также по разработанному новому методу нахождения положения двухфазной зоны внутри непрерывного слитка. Проведённый анализ позволяет выбрать наиболее подходящий с точки зрения конкретной задачи метод учёта тепловыделения при кристаллизации для определения текущей конфигурации области непрерывного слитка, содержащей одновременно жидкую и твёрдую фазы металла.

4. Получили развитие методы диагностики теплового состояния кристаллизатора и части слитка, находящейся в кристаллизаторе сортовой МНЛЗ, основанные на прогнозной модели, включающей решение дифференциального уравнения нестационарной теплопроводности с условиями Стефана и граничными условиями третьего рода, в которых введена специальная величина коэффициента теплопередачи от наружной поверхности корки к охлаждающей воде, определяемая в режиме реального времени из плотности теплового потока, итогового коэффициента теплопередачи в кристаллизаторе, коэффициента теплоотдачи от корочки заготовки к внутренней поверхности кристаллизатора и эффективной толщины газового зазора в зависимости от текущих значений перепада температуры охлаждающей воды и её расхода и геометрических параметров гильзы кристаллизатора.

5. Впервые определены средние температуры поверхности на участках влияния секций ЗВО как числовые характеристики температурного поля,

обоснована рациональность их использования с точки зрения чувствительности к изменениям управляющих параметров процесса разлива и на их базе разработана методика оценки температурного состояния слитка, как на этапе проектирования, так и в процессе функционирования системы автоматического управления МНЛЗ.

6. Впервые предложена методика определения оптимального с точки зрения минимизации температурных градиентов размещения форсунок вдоль технологической линии вторичного охлаждения, заключающаяся в нахождении оптимального распределения температуры вдоль поверхности слитка и определении соответствующего распределения коэффициента теплоотдачи по ширине слывовой МНЛЗ путем решения обратной задачи теплопроводности с учетом фазовых превращений в слитке с помощью разработанной математической модели.

7. Усовершенствована методика определения оптимальных расходов воды в ЗВО путём замены алгоритмов разомкнутого управления и/или регулирования прогнозными расчётами, дающая возможность максимально строгого соблюдения температурного режима непрерывного слитка при управлении вторичным охлаждением в переходных процессах разлива, а также имитационного моделирования на этапе проектирования конструкции и системы автоматического управления МНЛЗ.

8. Разработана новая методика, основанная на математическом моделировании температурного поля и анализе качественного поведения кривых скорости продвижения изотермы ликвидус и температурных градиентов на границе фазового перехода, позволяющая определять режимы функционирования МНЛЗ для формирования необходимой структуры непрерывнолитой заготовки.

Практическое значение полученных результатов

1. Разработан способ вычисления положения неизвестной границы фазового перехода в задаче Стефана, позволяющий производить расчёты быстрее, чем в режиме реального времени, что делает возможным использование

соответствующей математической модели в системе автоматического управления производственным процессом непрерывной разливки.

2. Разработана математическая модель расчёта положения двухфазной зоны с использованием условий Стефана позволяющая непосредственно во время производственного процесса наблюдать температурное поле непрерывного слитка в любых точках и положение двухфазной зоны в любом сечении.

3. Проведено системное сопоставление различных моделей температурного поля с наличием фазового перехода, которое позволяет выбирать структуру математической модели, наиболее соответствующую требованиям конкретной практической задачи, в частности быстроедействие для прогнозных моделей, вычисление производных при расчётах скоростей и температурных градиентов или имитационное моделирование, замещающее натурные эксперименты.

4. Разработанная прогнозная модель, основанная на данных системы диагностики о текущих значениях плотности теплового потока, коэффициента теплопередачи в кристаллизаторе, коэффициента теплоотдачи от корочки заготовки к внутренней поверхности кристаллизатора и эффективной толщины газового зазора в зависимости от текущих значений перепада температуры охлаждающей воды и её расхода и геометрических параметров гильзы кристаллизатора, позволяет в режиме реального времени определять тепловое состояние слитка в кристаллизаторе и стенок кристаллизатора.

5. Проведённые исследования поведения формы двухфазной зоны и глубины жидкой лунки в зависимости от динамики процесса разливки позволяют вырабатывать рекомендации по подбору конструктивных и технологических параметров при разработке новых, а также модернизации существующих МНЛЗ, с целью повышения производительности при наиболее строгом соблюдении требований к температурному режиму разливки.

6. Разработанная математическая модель положения двухфазной зоны внутри слитка может функционировать параллельно с реальным процессом разливки и позволяет рассчитывать толщину формирующейся оболочки слитка и длину жидкой фазы вдоль технологической оси, а также скорости продвижения

изотерм и границ фазового перехода и градиенты температур вблизи фазового перехода и на основе этих данных принимать оперативные решения по изменению технологических параметров.

7. На основе предложенной методики расчета оптимальных параметров форсуночного охлаждения могут быть автоматически подобраны такие конструктивные параметры форсуночного охлаждения в ЗВО, которые будут соответствовать наименьшим термическим напряжениям, а, следовательно, обеспечивать наилучшее возможное качество металла, производимого машиной непрерывного литья заготовок.

8. Определены пригодные для использования при управлении процессом разливки характеристики температурного поля непрерывного слитка наиболее чувствительные к изменениям управляющих параметров (расходов охлаждающей воды) и соответствующие технологическим требованиям обеспечения качественной продукции.

9. На основе предложенной компьютерной прогнозной модели температурного поля непрерывного слитка разработана методика, позволяющая определять оптимальные режимы расхода воды в ЗВО при переходных процессах в разливке.

10. Разработанная прогнозная математическая модель теплового поля и температурных градиентов, позволяет определять режимы функционирования МНЛЗ для получения необходимой структуры непрерывнолитой заготовки.

Результаты теоретических и экспериментальных исследований прошли проверку в промышленно-лабораторных условиях ЗАО «КОРАД» (Москва), лабораторных условиях Института металлургии и материаловедения Польской академии наук, в промышленных условиях концерна производств «Польская медь» и на Енакиевском металлургическом заводе, внедрены или рекомендованы к внедрению на производстве ЗАО "КОРАД", в сталелитейном производстве Енакиевского металлургического завода, а также могут быть использованы организациями, занимающимися проектированием и производством МНЛЗ, автоматизацией и разработкой режимов функционирования МНЛЗ.

Документы, подтверждающие внедрение результатов работы:

1. Акт об использовании на производстве результатов научно-исследовательской работы «Методика расчета оптимальных параметров форсуночного охлаждения непрерывнолитого сляба» ЗАО "КОРАД", Москва, РФ, 2012.

2. Акт об использовании на производстве результатов научно-исследовательской работы «Математическое моделирование температурного поля и формы жидкой лунки непрерывнолитой сортовой заготовки», Филиал №2 Енакиевский металлургический завод ЗАО «ВТС», Енакиево, 2018.

Положения, выносимые на защиту:

- математическая модель температурного поля непрерывнолитой заготовки с определением положения границ двухфазной зоны по условиям Стефана, сформулированным отдельно для ликвидуса и солидуса;

- методика расчёта положения границы фазового перехода, заданного условием Стефана, и температуры в узлах вблизи границы раздела фаз по специальному равномерному шаблону, который позволяет устанавливать для расчёта положения свободной границы тот же шаг по времени, что и для основной явной конечно-разностной схемы расчёта поля температур;

- прогнозная модель для диагностики теплового состояния кристаллизаторов МНЛЗ и определения положения границы фазового перехода в слитке внутри кристаллизатора;

- критерии качества температурного поля непрерывного слитка;

- методика определения оптимального (для получения наилучшего качества производимого металла) размещения форсунок вдоль технологической линии вторичного охлаждения;

- методика определения оптимальных расходов воды в ЗВО для прогнозного управления тепловым состоянием непрерывного слитка при переходных режимах разливки;

- методика прогноза формирования кристаллической структуры непрерывнолитой заготовки в зависимости от динамики теплового процесса разлива.

Личный вклад соискателя

Диссертантом лично разработаны методика и алгоритмы расчёта положения границы раздела фаз, заданного условием Стефана, и температуры в узлах вблизи фазового перехода, позволяющие устанавливать для расчёта положения границы тот же шаг по времени, что и для основной явной конечно-разностной схемы расчёта поля температур. Разработана математическая модель температурного поля непрерывнолитой заготовки с определением положения границ двухфазной зоны по условиям Стефана, сформулированным отдельно для ликвидуса и солидуса, которая позволяет рассчитывать геометрию двухфазной области, а также скорости продвижения изотерм и границ фазового перехода и градиенты температур вблизи фазового перехода. Исследована чувствительность глубины жидкой лунки и формы двухфазной зоны к изменениям технологических, конструктивных и теплофизических параметров процесса непрерывной разлива, позволяющая вырабатывать стратегию усовершенствования технологии разлива, направленную на повышение производительности и качества непрерывнолитой заготовки. Разработаны критерии качества температурного поля непрерывнолитой заготовки. Самостоятельно разработаны алгоритмы и создано программное обеспечение для расчётов по представленным в диссертационной работе математическим моделям.

Апробация результатов работы

Основные результаты работы докладывались на 5-й научно-практической конференции с международным участием «Математическое и имитационное моделирование систем МОДС'2010» (Киев, 2010); 13-й, 14-й и 15-й международной научно-технической конференциях «Моделирование, идентификация, синтез систем управления» (Москва – Донецк, 2010, 2011 и 2012); the 18th conference on applied and industrial mathematics CAIM 2010 (Iasi,

Romania, 2010); Международной научной конференции «Современные проблемы математики и её приложения в естественных науках и информационных технологиях» (ХАРЬКОВ, 2011); Международной научной конференции “Интеллектуальные системы принятия решений и проблемы вычислительного интеллекта ISDMCI '2011”, (Евпатория, 2011); Научно-технической конференции «Инновационные технологии внепечной металлургии чугуна и стали» посвященной 140-летию ДМЗ (Донецк, 2011); XIII International Scientific Conference "New Technologies and Achievements in Metallurgy and Material Engineering" (Częstochowa, Polska, 2012); 20th Conference on applied and industrial mathematics CAIM 2012, (Chisinau, Republic of Moldova, 2012); 22nd International conference on metallurgy and materials (Brno, Czech Republic, 2013); 15th IFAC symposium on Control, Optimization and Automation in Mining, Minerals and Metals Processing (MMM2013), (San Diego, California, 2013); V Международной научно-технической конференции "Металлургические процессы и оборудование" (Донецк, 2013); Международной научной конференции «Современная информатика: проблемы, достижения, и перспективы развития», посвященная 90-летию академика В.М. Глушкова. (Киев, 2013); 54th International Scientific Conference “Solidification and Crystallization of Metals 2013” (Kielce-Cedzyna, Poland, 2013); ICIPE2014 8th International Conference on Inverse Problems in Engineering, (Krakow, Poland, 2014); 8th European Continuous Casting Conference (Graz, Austria, 2014); METEC & 2nd ESTAD 2015 European Steel Technology and Application Days (Dusseldorf, Germany, 2015); Международной научно-практической конференции "Математика в производственных процессах", (Санкт-Петербург, Россия, 2015); XIX и XX Международных научно-практических конференциях «Металлургия: технологии, инновации, качество» (Новокузнецк, Россия, 2015 и 2017); XVI International Scientific Conference „Quality Assurance In Foundry “ (Arłamów, Poland, 2016); XV Минском международном форуме по тепломассообмену (Минск, 2016); 18th International Conference on Crystal Growth and Epitaxy ICCGE-18 (Nagoya, Japan, 2016); 57th International Scientific Conference "Solidification and Crystallization of Metals 2016"

(Kielce - Cedzyna, Poland, 2016); XVII Międzynarodowa Konferencja Naukowa "Zapewnienie jakości w odlewnictwie i spawalnictwie" (Grand Hotel Permon, Słowacja, 2017), XVII международной научной конференции «Современные проблемы электрометаллургии стали» (Старый Оскол, РФ, 2017), International Scientific Conference on "Achievements in Mechanical and Materials Engineering" AMME`2017 (Gliwice - Wisła, Poland, 2017)., научных семинарах ИПММ, отдела теории управляющих систем ИПММ, кафедры Технической теплофизики ДонНТУ.

Публикации. Основные материалы диссертации изложены в 48 работах (из них 22 написано без соавторов, 1 монография, 16 статей в журналах, входящих в перечень рецензируемых изданий, рекомендованный ВАК для публикации материалов диссертации на соискание ученой степени доктора наук, 16 тезисов докладов на научных конференциях).

Структура и объем диссертации. Диссертационная работа состоит из введения, семи глав, заключения, списка используемых источников и приложений, представлена на 327 страницах основного текста и содержит 131 рисунок, 7 таблиц, 348 библиографических источников, и 2 приложения.

ГЛАВА 1

ОБЗОР МЕТОДОВ МАТЕМАТИЧЕСКОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ ТЕПЛОВЫХ ПРОЦЕССОВ В НЕПРЕРЫВНОМ СЛИТКЕ И КРИСТАЛЛИЗАТОРЕ

Глава посвящена аналитическому обзору методов математического моделирования и способов наблюдения тепловых процессов, происходящих в непрерывном слитке и стенках кристаллизатора машины непрерывного литья заготовок (МНЛЗ). В первом параграфе настоящей главы приводится краткая историческая справка о развитии технологии непрерывной разливки. Во втором параграфе рассматриваются и анализируются основные приёмы и методы математического моделирования тепловых процессов в непрерывнолитой заготовке. Третий параграф посвящён обзору и анализу методов наблюдения тепловых процессов, происходящих в кристаллизаторе МНЛЗ. В четвёртом параграфе даётся обзор методик наблюдения глубины и формы жидкой лунки непрерывного слитка в динамических (переходных) процессах. В пятом параграфе излагаются математические приёмы и подходы при проектировании зоны форсуночного охлаждения МНЛЗ. Шестой параграф содержит обзор и анализ современных подходов к эффективному управлению теплотехническими процессами в зоне вторичного охлаждения МНЛЗ. В седьмом параграфе представлены математические методы изучения влияния протекания тепловых процессов в непрерывном слитке на формирование его макроструктуры. Восьмой параграф содержит постановку задач исследования данной диссертационной работы.

1.1. Краткая историческая справка о развитии технологии непрерывной разливки

Идея разливки металла в непрерывном режиме принадлежит английскому инженеру-изобретателю Генри Бессемеру. В 1856 году им была запатентована схема разливки металла между двумя вращающимися валками (рис.1.1). До промышленного освоения оставалось почти сто лет. За это время было выдвинуто множество идей и разработаны концепции, в том числе вертикальной сортовой МНЛЗ с затравкой (1886 г.), МНЛЗ с порезкой (1889 г.), загиб-разгиб сортовой заготовки (1915 г.), погружной стакан (1933 г.), подогрев промковша, отсечка шлака, вторичное охлаждение (1938 г.) и многое другое [159].

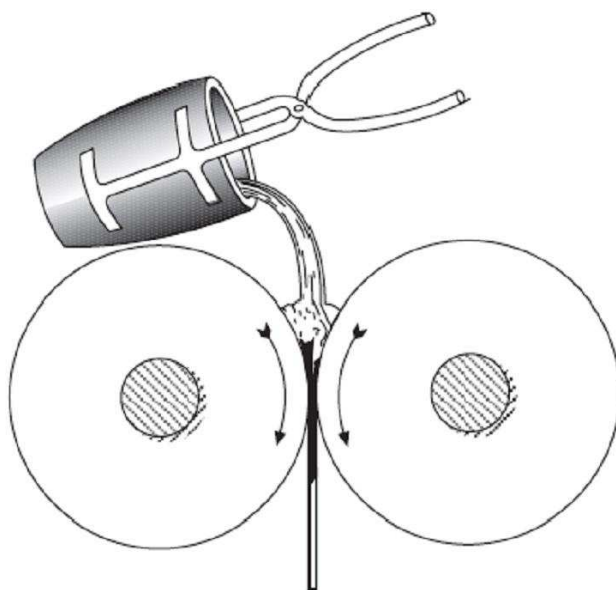


Рисунок 1.1. Схема непрерывной разливки Генри Бессемера.

Первые полупромышленные (пилотные) установки появились сразу после окончания второй мировой войны в нескольких ведущих индустриальных странах. В СССР первая опытная установка непрерывной разливки вертикального типа ПН-1-2 ЦНИИЧерМет была сооружена в 1945 г. и предназначалась для отливки заготовок круглого и квадратного сечения. Затем опытная машина

вертикального типа была сооружена в 1946 г. на заводе в городе Лоу Мур (Великобритания), в 1948 г. – на фирме «Бабкок и Уилкокс» (Бивер Фоле, США), в 1950 г. – на фирме Mannesmann AG (Дуйсбург, Германия). В 1951 г. на заводе «Красный Октябрь» была пущена опытно-промышленная установка полунепрерывной разливки стали.

Промышленное освоение МНЛЗ началось практически одновременно в 1955 г. в Японии и СССР. Тогда на заводе «Красное Сормово» заработала первая МНЛЗ, созданная под руководством академика И. П. Бардина.

30 июня 1960 года на Донецком металлургическом заводе была пущена крупнейшая в мире на то время УНРС (установка непрерывной разливки стали) вертикального типа [160].

Сегодня МНЛЗ успешно работают более чем в 90 странах мира, и их общее количество превышает 2100 единиц. Прогресс в применении технологии непрерывной разливки стали является наиболее ярким явлением в системе технологий черной металлургии в мире (рис. 1.2). Так, еще в 1970 г. только 4,5% стали разливалось на МНЛЗ, а в 1987 г. этот показатель превысил 50%. В настоящее время доля стали, разливаемой на МНЛЗ, превышает 95-97% по мировым показателям [159]. В США в течение последних лет выпуск стали составлял порядка 85 млн тонн в год, из них приблизительно 98% составила доля непрерывной разливки. В Китае в 2013 году из 779 т. всей произведенной стали непрерывным способом было отлито 767 т., что также составляет около 98%. В России на непрерывную разливку стали приходится лишь 80% [154]. Процент производимых непрерывным способом заготовок цветных металлов оценивать затруднительно, однако стоит отметить сохраняющуюся тенденцию увеличения дефицита латунных, бронзовых, медных, алюминиевых и прочих полуфабрикатов цветных металлов и сплавов в общемировом масштабе (по данным сайта metaltorg.ru [286]).



Рисунок 1.2. Мировые объёмы стали, разливаемой на МНЛЗ, по сравнению с общим производством стали в период с 1970 по 2010 годы
(по данным сайта www.uas.su)

1.2. Математическое моделирование поля температур непрерывного слитка и стенок кристаллизатора МНЛЗ

Существует большое число различных инженерных экспериментальных методов исследования температурного поля непрерывнолитой заготовки. Все они весьма дорогостоящи, тем не менее, их результаты имеют огромную практическую ценность, в том числе и при разработке математических моделей, позволяющих заменить натурные эксперименты имитационным моделированием. Наблюдать за тепловыми процессами непрерывной разливки, в частности за процессами, происходящими внутри слитка и в стенках кристаллизатора, с помощью какого-либо измерительного оборудования крайне затруднительно не только из-за высоких температур, но также и потому, что это оборудование может вносить существенные искажения в температурное поле той области, куда оно помещается. Таким образом, незаменимым инструментом исследования становится аппарат математического и компьютерного моделирования.

Для технологических процессов непрерывной разливки разрабатываются различные по полноте и сложности описания математические модели. Основным фактором, который определяет полноту и точность математической модели, является цель моделирования. Таковыми целями могут быть:

- 1) исследование свойств и закономерностей процесса;
- 2) разработка конструкции МНЛЗ и/или системы её управления с использованием математической модели и моделирования;
- 3) непосредственное использование модели в системе управления.

Существуют два основных метода построения математических моделей:

- 1) разработка модели на базе физических законов протекания процесса, (например, законов гидродинамики или законов тепломассопереноса);
- 2) экспериментально-статистические методы построения модели.

На сегодняшний момент разработано большое количество различных по уровню сложности моделей для изучения различных явлений, происходящих во время непрерывной разливки [1, 30, 33, 41, 59, 63, 67, 80, 128, 140, 151, 174, 202, 215, 243, 292, 301, 304, 311, 320, 324].

Одной из важнейших задач – определению положения границы фазового перехода между жидким и твёрдым металлом – уделяется особое внимание в многочисленных исследованиях, предлагающих обширный диапазон подходов от достаточно простых инженерных формул до сложнейших алгоритмов расчётов по математическим моделям с системами нелинейных уравнений в частных производных.

В частности, для решения задачи нахождения толщины твёрдой корочки слитка Лисиенко В.Г. и Самойлович Ю.А. [103] использовали метод Лейбензона–Вейника. Определение закона затвердевания $\xi = \xi(E, C, z, \tau)$ и поля температур $T = T(x, y, z, \tau)$ взаимосвязано: скорость перемещения границы раздела фаз зависит от градиентов температуры по обе стороны границы, а поле температур, т. е. и поле градиентов температуры — от толщины затвердевшего слоя расплава. Однако исследователи подметили [186], что в определенных условиях поле температур в твердой оболочке слитка стабилизируется, причем закон

распределения температуры по сечению твердой корки не зависит (или пренебрежимо мало зависит) от условий на межфазной границе. В наиболее полном виде это обстоятельство было учтено А.И. Вейником, которому удалось получить сравнительно несложные расчётные соотношения. Вейник разделил процесс затвердевания отливки на ряд этапов. В частности, период непосредственного затвердевания начинается лишь после снятия перегрева расплава, что позволяет упростить расчетные формулы.

Допуская отсутствие перегрева жидкой фазы, А.И. Вейник аппроксимирует стабилизированное поле температур следующим соотношением:

$$T = T_k - (T_k - T_p) \left(1 - \frac{x}{\xi}\right)^n \text{ при } 0 \leq x \leq \xi,$$

$$T = T_k = \text{const} \text{ при } \xi \leq x \leq S_0,$$

где координата x отсчитывается от охлаждаемой поверхности слитка, $\xi = \xi(\tau)$ – толщина твёрдой корочки, $2S_0$ – полная толщина плоского слитка при его двухстороннем симметричном охлаждении, T_k – температура кристаллизации металла, T – среднемассовая температура затвердевшей корочки слитка.

Пример одной из самых простых моделей с применением дифференциальных уравнений представлен в [206]. Здесь используется одномерное уравнение теплопроводности без учёта массопереноса, граничные условия учитывают только конвективную теплоотдачу, положение границы раздела фаз не определяется явно, а доли твёрдой и жидкой фаз определяются с помощью так называемого метода «размазывания» [171].

В [1] выполнена постановка нескольких различных по уровню сложности одномерных задач нахождения температурного поля и границы раздела фаз. Сначала формулируется квазистационарная задача о кристаллизации слитка в классической постановке. Далее производится ряд упрощений. Нелинейные условия линеаризуются. После введения средней по сечению температуры слитка задача сводится к одномерной. Делается допущение о том, что теплофизические параметры являются константами. Приводятся варианты решения квазистационарной задачи посредством введения специальной функции

источника для бесконечного пространства, нестационарной задачи с помощью преобразования Лапласа-Карсона и задачи Стефана в классической постановке методом конечных разностей с использованием неявной схемы.

В [104] рассматривается двумерная модель теплопередачи в поперечном сечении непрерывного слитка. Наличие фазового перехода учитывается посредством введения в основное уравнение теплопроводности слагаемого, соответствующего внутреннему источнику тепла. Процесс считается установившимся во времени. Теплофизические характеристики принимаются постоянными внутри каждой фазы и приближаются линейными функциями внутри двухфазной зоны. Граничные условия третьего рода сформулированы с учетом специфики теплоотдачи в различных зонах МНЛЗ.

1.2.1. Математическая модель тепломассопереноса в непрерывном слитке с классическим условием Стефана

Уравнение теплопроводности для непрерывного слитка в общем виде записывается следующим образом:

$$c(T)\rho(T)\left(\frac{\partial T}{\partial \tau} + \mathbf{v}\text{grad}T\right) = \text{div}(\lambda\text{grad}T) + u, \quad (1.1)$$

где $T = T(\tau, x, y, z)$ – температура, τ – время, $c(T)$ – удельная теплоёмкость, $\rho(T)$ – плотность, $\lambda = \lambda(T)$ – теплопроводность, $\mathbf{v}$ – вектор скорости сплошной среды (металла), $u = u(\tau, x, y, z)$ – источник тепла.

Формулировка задачи нахождения поля температуры с наличием фазового перехода, включающая условия Стефана, основана на предположении о существовании чёткой границы между двумя фазами одного вещества, которая проходит по изотерме затвердевания (плавления) этого вещества [41]. При этом на фронте нулевой толщины выполняются условия равенства температуры вещества температуре фазового перехода, а также условие Стефана – разность тепловых потоков по обеим сторонам на границе раздела фаз прямо

пропорциональна скорости продвижения фазового перехода с коэффициентами, зависящими от теплофизических характеристик вещества (условие теплового баланса) [121].

Предполагается, что толщиной слоя, в котором происходит смена фазового состояния, можно пренебречь и принять, что граница фазового перехода – некоторая поверхность, положение которой неизвестно. В таком случае движение неизвестной границы раздела фаз задают условием Стефана:

$$\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial \bar{n}} \Big|_{\xi_+} - \lambda(T) \frac{\partial T}{\partial \bar{n}} \Big|_{\xi_-} = \mu \rho(T_{kr}) \left(\frac{\partial \xi}{\partial \tau} + \mathbf{v} \cdot \text{grad} \xi \right) \quad (1.2)$$

где ξ – граница раздела фаз, μ – скрытая теплота кристаллизации, (Дж/кг); T_{kr} – температура кристаллизации, $\bar{n}$ – нормаль к поверхности раздела фаз.

Условия Стефана достаточно часто используются в задачах о затвердевании непрерывного слитка. Например, в [91] предлагается двумерная модель нестационарного процесса теплопередачи с граничными условиями третьего рода вдоль всего слитка. Задача включает условия Стефана, которые в последующем заменяются так называемой «сглаженной» задачей.

Отдельное внимание исследователей уделяется численному решению задачи о нахождении неизвестной границы или задачи Стефана. К методам решения относятся в первую очередь конечно-разностные методы [39, 40], метод конечных элементов (FEM, Finite Element Method) и метод конечных объёмов (FVM, Finite Volume (or control volume) Method) [238], а также вариационно-разностные методы. В [91] для численного решения поставленной задачи применяется метод переменных направлений. Применяются трёхточечные консервативные неявные разностные схемы второго порядка, которые являются безусловно устойчивыми. Полученная в результате система алгебраических уравнений с трёхдиагональной матрицей решается методом прогонки. Авторы определяют локально-мгновенное значение координаты изотермической поверхности. Затем для фиксированного момента времени расстояние между поверхностями ликвидуса и солидуса находится путём построения проекции кривой температуры на координатные оси.

1.2.2. Математическая модель квазиравновесной зоны

Самый простой метод расчёта выделения тепла в двухфазной зоне используется во многих работах, например в [222, 237, 302], где в области двухфазной зоны делается добавка, учитывающая скрытую теплоту μ . Дополнительное слагаемое к коэффициенту теплоёмкости равно константе: $\mu/(T_L - T_S)$. Таким образом, в основном уравнении теплопроводности коэффициент теплоёмкости заменяется коэффициентом эффективной теплоёмкости

$$c_{ef}(T) = \begin{cases} c, & T < T_S \\ c_M, & T_S \leq T \leq T_L \\ c, & T > T_L \end{cases} \quad (1.3)$$

где

$$c_M = c + \mu/(T_L - T_S). \quad (1.4)$$

В более поздних работах в основном уравнении теплопроводности (1.1) модели п. 1.2.1. в коэффициенте теплоёмкости учитывается скрытая теплота фазового перехода следующим образом:

$$c_{ef}(T) = c(T) - \mu \cdot \frac{df_s}{dT}, \quad (1.5)$$

где f_s – доля жидкой фазы определяется по одному из следующих законов.

Линейное распределение доли твёрдой фазы внутри двухфазной зоны [304]

$$f_s = \frac{T_L - T}{T_L - T_S} \quad (1.6)$$

применяется в так называемом методе энтальпии. В метод энтальпии предложенном [287], основное уравнение теплопроводности записывается в терминах энтальпии H :

$$\rho \frac{\partial H}{\partial \tau} = \text{div}(\lambda \text{grad} T), \quad (1.7)$$

при этом энтальпия H определяется следующим образом:

$$H = \begin{cases} cT, & T < T_S \\ cT + \mu(T - T_S)/(T_L - T_S), & T_S \leq T \leq T_L \\ cT + \mu, & T > T_L \end{cases} \quad (1.8)$$

Метод энтальпии является одним из наиболее часто используемых при моделировании.

Поскольку в обоих вышеназванных методах при численных расчётах наблюдаются резкие скачки в моменты переходов расчётных узлов сетки через границу двухфазной и однофазных областей, было сделано достаточно много попыток сглаживания функции эффективной теплоёмкости.

В [Pham85] предлагается гибрид предыдущих двух методов и специальная трёхслойная разностная схема для расчётов, на которой корректируется значение энтальпии в расчётном узле сетки.

Метод Тэйка [318] был предложен в 1985 году. Он базируется на явной схеме, практически полностью совпадает с методом энтальпии, за исключением способа расчёта узлов вблизи границ однофазной и двухфазной зон.

В [295] приводится уравнение, соответствующее правилу рычага (Lever Arm Rule) для равновесной модели затвердевания (equilibrium solidification model)

$$f_s = \frac{1}{1 - k_0} \left(\frac{T - T_L}{T - T_M} \right) \quad (1.9)$$

где $k_0 = \frac{c_{A,S}}{c_{A,L}}$, $c_{A,S}$, $c_{A,L}$ определяются по температуре из диаграммы состояния (рис.1.3), а в [292] для определения доли твёрдой фазы было предложено использовать параболический закон распределения:

$$f_s = 1 - \left(\frac{T - T_S}{T_L - T_S} \right)^2. \quad (1.10)$$

При расчётах в сплавах цветных металлов часто применяется модель Шайля (Scheil model) [293, 328]

$$f_s = 1 - \left(\frac{T - T_M}{T_L - T_M} \right)^{\frac{1}{k_0 - 1}}. \quad (1.11)$$

В [304] предложен метод интегральной эффективной теплоёмкости, выполнено его сравнение с методом Фама и методом Тэйка. Приведены результаты расчётов для явной и неявной схем, показано на графиках, насколько удаётся сгладить скачки температуры тем или иным способом.

В [150] предлагается способ сглаживания эффективной теплоёмкости с помощью интеграла вероятности.

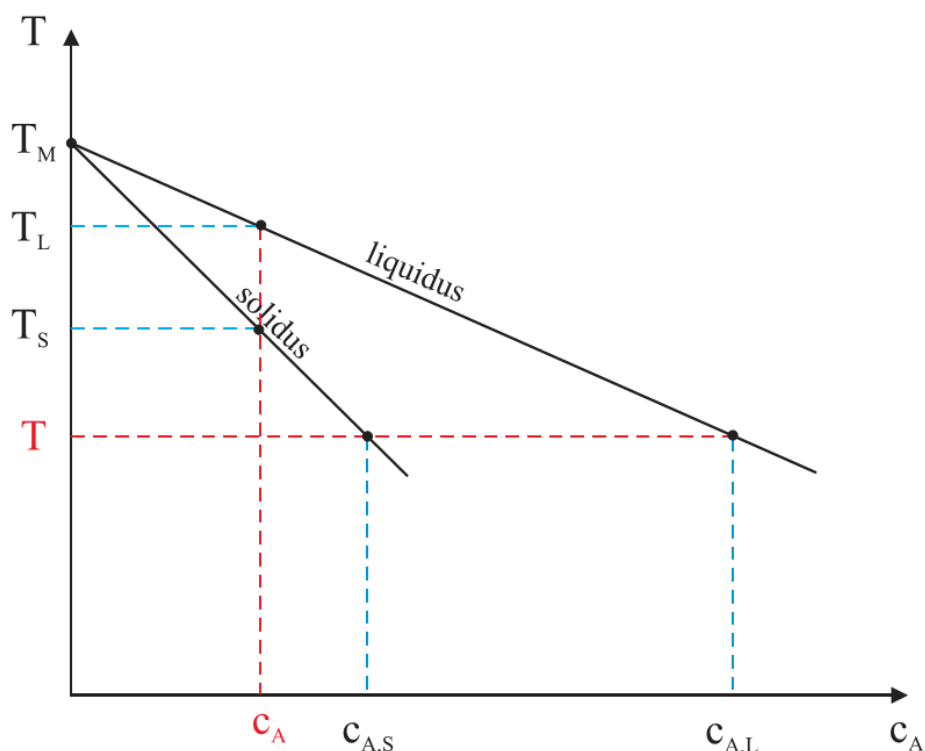


Рисунок 1.3. Фрагмент диаграммы состояния бинарного сплава

Наиболее подробно моделирование квазиравновесной двухфазной зоны описано в [30].

Достоинства модели квазиравновесной ДФЗ состоит в том, что она позволяет прогнозировать не только температурное состояние слитка, но и характер распределения ликвирующих примесей [133].

Недостатками модели квазиравновесной ДФЗ являются невозможность определения концентрации различных отдельных примесей в слитке. Роль гидродинамического движения жидкости в модели сводится к увеличению эффективного коэффициента диффузии, что приводит к переносу положения теории об экспоненциальном характере распределения примесей и температуры в диффузионном слое на всю ДФЗ [Еф76]. При численной реализации модели квазиравновесной двухфазной зоны приходится предполагать зависимость сечения жидкой фазы от коэффициента распределения одной какой-либо

примеси, в то время как в реальности ликвидирует множество компонентов расплава, причем степень ликвации каждой из них зависит от активности остальных компонентов сплава [59, 153].

1.2.3. Методы учёта диффузионных процессов при затвердевании металлов и сплавов

При кристаллизации сплавов происходит перераспределение примеси за счёт фазовых переходов (особенно в жидкой фазе). В случае пренебрежения наличием переходной двухфазной зоны ($T_L = T_S = T_{kr}$) задача определения концентрации ставится следующим образом [148]. Уравнение диффузии для твёрдой фазы имеет вид:

$$\frac{\partial C^-}{\partial \tau} = \text{div}(D^- \cdot \text{grad} C^-), \quad (1.12)$$

для жидкой соответственно учитываются конвективные компоненты переноса тепла:

$$\frac{\partial C^+}{\partial \tau} + \text{div}(\mathbf{v}C^+) = \text{div}(D^+ \cdot \text{grad} C^+) \quad (1.13)$$

где D^+ , D^- , C^+ и C^- - коэффициенты диффузии и концентрации в жидкой и твёрдой фазах соответственно.

Граничные условия предполагают разрыв концентрации примеси на границе фазового перехода

$$C^- = k_C C^+, \quad (x, y, z) \in \xi. \quad (1.14)$$

где k_C – коэффициент распределения примеси.

Условием, определяющим границу фазового перехода ξ , является равенство

$$T(\tau, x, y, z) = T_{kr}. \quad (1.15)$$

Из закона сохранения массы формулируются условия сопряжения для потоков ($\mathbf{v} = 0$ на ξ в уравнении (1.13)):

$$\left[D \frac{\partial C}{\partial \mathbf{n}} + \mathbf{v}_\xi C \right] = 0, \quad (x, y, z) \in \xi, \quad (1.16)$$

где v_ξ – скорость движения границы фазового перехода по нормали, квадратные скобки [] обозначают здесь скачок при переходе границы контакта. Например

$$[f] = f(x + 0, y, z) - f(x - 0, y, z).$$

Принимая во внимание (1.14), это условие можно переписать в виде

$$\left[D \frac{\partial C}{\partial \vec{n}} \right] = -v_\xi (1 - k_c) C^+, \quad (x, y, z) \in \xi. \quad (1.17)$$

На границах расчётных областей также формулируются граничные условия (равенство нулю потоков) [148, стр.55].

Для всей расчётной области задаются начальные условия в виде поля температур в начальный момент времени.

Температуры ликвидуса и солидуса, вообще говоря, являются функциями, которые зависят от концентрации вещества на этих границах $T_L(C_L)$, $T_S(C_S)$, где C_L и C_S меняются во времени в зависимости от протекания процесса кристаллизации. Однако для упрощения модели зачастую полагают концентрации в жидкой фазе и в твёрдой фазах равными константам, и соответственно постоянными значения T_L и T_S (как, например, в модели использующей правило рычага и модели Шайля) [293].

1.2.4. Моделирование влияния гидродинамических процессов в расплавленной части на поле температур непрерывного слитка

В непрерывном слитке происходит постоянный конвективный перенос тепла. Основная составляющая этого переноса – движение самого слитка в машине непрерывного литья. В случае, когда расчётная область рассматривается в системе координат, привязанной к МНЛЗ, перенос тепла вместе с движущимся слитком учитывается в основном уравнении теплопроводности в виде слагаемого равного произведению скорости вытягивания слитка на частную производную температуры в этом направлении. В таком случае в уравнении (1.1)

$$\mathbf{v} \text{grad} T = v \frac{\partial T}{\partial z}. \quad (1.18)$$

Внутри жидкой фазы происходит перемешивание расплавленного металла, которое также осуществляет конвективный перенос тепла. Движение жидкости в расплавленной части слитка влияет на структуру формирующейся заготовки, поскольку вместе с жидким металлом переносятся различные неметаллические включения, может происходить слом столбчатых кристаллов и даже некоторое размывание затвердевшей корочки слитка в верхней части кристаллизатора (последнее является недостатком конструкции погружного стакана). Задачи определения влияния потоков жидкого металла в расплавленной части слитка на формирование его структуры рассматриваются в работах [220, 242, 296, 324].

Распределение потоков жидкого металла в кристаллизаторе описано во многих работах, например, [165, 320].

Гидродинамика жидкой лунки непрерывного слитка учитывается в математических моделях [13, 59, 125, 129, 130, 131, 133, 134, 152, 194, 207, 320]. В [61] в общей постановке представлена математическая модель, которая рассматривает кристаллизацию непрерывного слитка как результат одновременного протекания тепловых, диффузионных и гидродинамических явлений. Наиболее подробно модели, учитывающие гидродинамику жидкой лунки, изложены в [127, 128, 215, 245, 297]. Включение в рассмотрение уравнений динамики жидкости необходимо в случаях изучения различных способов перемешивания жидкого металла в кристаллизаторе [223], функционирования погружного стакана, процессов размывания зарождающейся корочки вблизи мениска [301] и др. (рис.1.4).

В [10] рассматривается нестационарная задача Стефана в продольном сечении слитка, включающая не только нелинейные уравнения тепломассопереноса, но и уравнения Навье-Стокса, которые отражают движение потоков расплавленного металла внутри жидкой фазы. Предлагается специальный метод нахождения свободной границы непосредственно из условий Стефана, основанный на методе конечных разностей и перестройке конечно-разностной сетки.

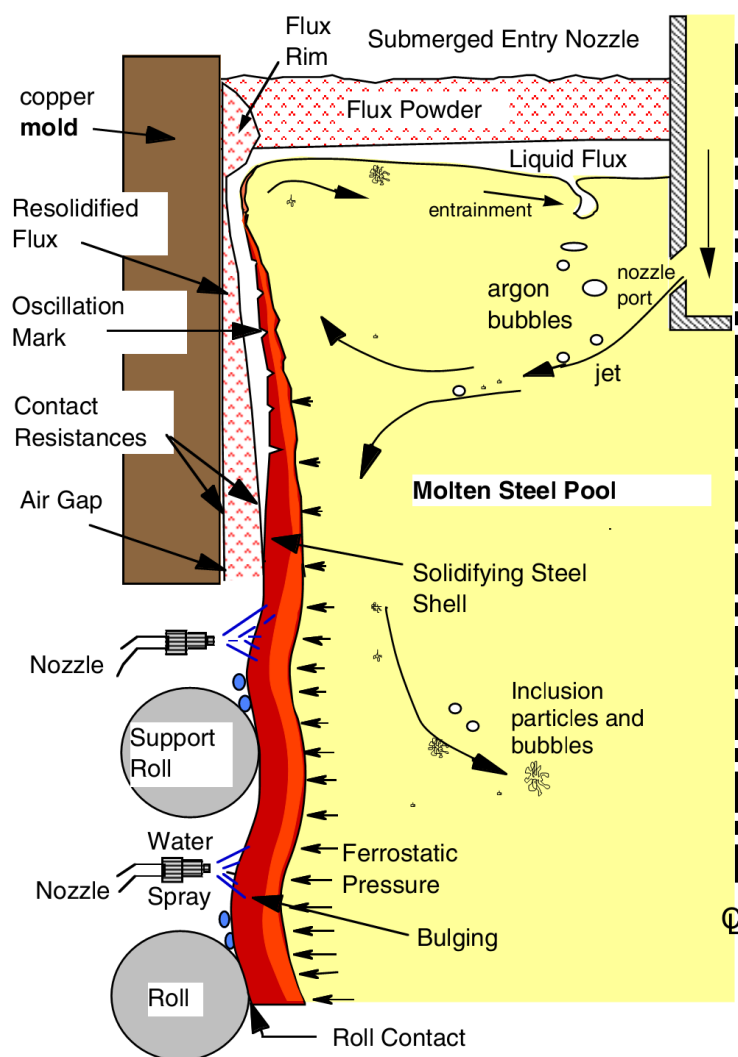


Рисунок 1.4. Гидродинамика жидкого металла внутри непрерывнолитой заготовки [320].

Математические модели движения теплопроводящей среды базируются на следующих уравнениях. Уравнение непрерывности, следующее из закона сохранения массы:

$$\frac{\partial \rho}{\partial \tau} + \text{div}(\rho \cdot \mathbf{v}) = 0, \quad (1.19)$$

где ρ – плотность, $\mathbf{v} = (u, v, w)$ – скорость движения жидкости. В модели несжимаемой жидкости (такое допущение делается при скоростях движения среды существенно меньших скорости звука) уравнение (1.19) принимает вид

$$\text{div} \mathbf{v} = 0. \quad (1.20)$$

Уравнения Навье-Стокса, описывающие движение вязкой среды [323, 324, 341], наиболее простой вид имеют в случае однородной несжимаемой среды:

$$\rho \left(\frac{\partial \mathbf{v}}{\partial \tau} + \mathbf{v} \nabla \mathbf{v} \right) = -\nabla p + \eta \Delta \mathbf{v} + \rho \mathbf{f}, \quad (1.21)$$

где η – коэффициент вязкости, p – давление, $\mathbf{f} = (f_x, f_y, f_z)$ – вектор массовых сил. В случае же учёта неоднородности и сжимаемости данная система уравнений существенно усложняется.

Уравнение теплопроводности в жидкости в случае несжимаемой среды имеет вид:

$$c_p \rho \left(\frac{\partial T}{\partial \tau} + \mathbf{v} \nabla T \right) = \text{div}(k \nabla T) + \eta \Phi, \quad (1.22)$$

где c_p – удельная теплоёмкость при постоянном давлении, $\eta \Phi$ – энергия диссипации за счёт вязкого трения:

$$\Phi = 2 \left[\left(\frac{\partial u}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial v}{\partial y} \right)^2 + \left(\frac{\partial w}{\partial z} \right)^2 \right] + \left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial w}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial z} \right)^2. \quad (1.23)$$

Система уравнений (1.20)-(1.22) является основной для моделирования конвективного движения вязкой однородной несжимаемой жидкости. Неизвестными в ней являются температура T , скорость $\mathbf{v}$ и давление p . Эта система дополняется соответствующими граничными и начальными условиями.

Поскольку такие задачи требуют больших расчётных мощностей, постоянно ведутся работы по сокращению необходимых вычислений, например, путём замены усреднёнными значениями некоторых переменных или введением замещающих функций, требующих решения дополнительных уравнений, которые зачастую являются неточными [322]. В частности, в [313] предлагается заменить уравнения Навье-Стокса уравнениями движения, основанными на законе Максвелла упругой пластичности и уравнением состояния сжимаемой среды с учётом зависимости давления от плотности.

Задачи, учитывающие гидродинамику, подразумевают громоздкие вычисления, тем более, если в них учитывается также и турбулентность [14, 140]. В данной работе разрабатываются прогнозные модели, т.е. такие, которые позволяют производить вычисления в несколько раз быстрее реального времени. Соответственно рассматривается класс задач, в которых динамикой жидкого металла внутри непрерывнолитой заготовки можно пренебречь, поскольку она:

1. не имеет сколь-либо заметного влияния на глубину жидкой лунки; в [23] установлено, что различные способы учёта динамики жидкости лунки практически не влияют на общую расчётную продолжительность затвердевания.

2. не имеет сколь-либо заметного влияния на распределение температуры вдоль поверхности и в близких к поверхности слоях заготовки в ЗВО;

3. в случае разливки цветных металлов и их сплавов технология такова, что гидродинамические потоки крайне малы и не влияют на формирование структуры слитка.

Несмотря на высокие вычислительные мощности и современное программное обеспечение для вычислений динамики жидкости, расчет потока жидкости внутри непрерывнолитой заготовки (сопряженный с одновременным расчётом теплопроводности и продвижения фронта кристаллизации) остается крайне сложной задачей [226]. Дополнительными проблемами также являются корректное задание функции вязкости, а также учёта в модели турбулентных процессов для получения реалистичной картины направлений и интенсивности потоков. Также проблемно моделирование взаимодействия между потоком и двухфазной зоной. Из-за формирующихся дендритов [240] и равноосных зерен [241], затруднительно моделировать пограничный слой вблизи ликвидуса в переходном режиме, поскольку он имеет очень сложную форму, которая изменяется со временем, и в таких случаях для расчётов требуется адаптивная сетка.

Наконец важнейшей из проблем остаётся валидация полученных результатов. Хотя некоторые способы наблюдения потоков жидкого металла были разработаны в [205], проблема проведения такого рода экспериментов при высокотемпературных режимах остаётся открытой, и зачастую приходится полагаться на физические модели с имитацией металла другим веществом (например, водой) для калибровки потоков [161, 224, 225].

1.2.5. Модель с определением положения двухфазной зоны методом задания функции состава гетерогенной смеси

В [34] предложена новая модель для расчета теплового поля при изменении агрегатного состояния вещества. Особенностью модели является наличие протяженной области фазового перехода.

Поскольку необходимо определить уже не одну подвижную границу фазового перехода, а две, между которыми заключена двухфазная зона, параметров, входящих в задачу Стефана, оказывается недостаточно. Автором предлагается в качестве дополнительных параметров, характеризующих наличие нового объекта, т. е. двухфазную зону, ввести неизвестную функцию – состав гетерогенной смеси.

Область моделирования Ω разбивается на три подобласти: Ω^2 — область, занятая жидким веществом, Ω^1 — область, занятая этим же веществом в твердом состоянии, и Ω^0 — промежуточная переходная зона, занимаемая жидкой и твердой фазами одновременно (рис. 1.5). Температура в областях Ω^1 , Ω^2 определяется из решения классического уравнения теплопроводности. Помимо стандартных граничных условий на неподвижных границах моделируемой области Ω задаются еще условия на неизвестных границах зоны фазового перехода Ω^0 . Температура во всей переходной области известна, постоянна и равна T^* . Необходимо также определить перемещение самой переходной зоны.

В жидкой и твердой фазах температурное поле пересчитывается по классическому уравнению теплопроводности (1) с граничным условием второго рода – известным тепловым потоком в точке A (рис. 1.5) со стороны жидкой фазы и в точке B – со стороны твердой фазы. На участке (A, A') пересчитывается состав гетерогенной смеси из уравнения

$$\int_{A'}^A \rho_2 c_2 [T(r, \tau + \Delta\tau) - T^*] dr = -\mu \eta \int_{A'}^A \rho(\eta) dr, \quad (1.24)$$

где η – массовая доли твёрдой фазы в (A', A)
 $\rho(\eta)$ – плотность двухфазной смеси в (A', A) .
 Доля твёрдой фазы η_1 в (A', B') определяется
 из численного аналога уравнения

$$\int_{A'}^{B'} \rho(\eta_1) dr = \int_{A'}^A \rho(\eta) dr + \int_A^{B'} \rho(\eta_0) dr, \quad (1.25)$$

где η_0, η_1 – массовая доля твёрдой фазы в
 предыдущий и рассчитываемый моменты
 времени соответственно. B' определяется из
 значения теплового потока в B со стороны
 твёрдой фазы и уравнения

$$-q(B, \tau) \Delta \tau = -\mu(1 - \eta_0) \int_{B'}^B \rho(\eta_0) dr. \quad (1.26)$$

Преимущества данной модели в том, что не требуется сглаживания разрывов параметров на границах зоны фазового перехода (сглаживание коэффициентов теплопроводности, теплоемкости). Недостатком является предположение о том, что температура внутри двухфазной зоны постоянна, и не учитывает интервал солидус-ликвидус.

1.2.6. Требования к прогнозным моделям

В настоящее время ведется интенсивная разработка систем автоматического управления (САУ) машинами непрерывного литья заготовок (МНЛЗ). Одним из наиболее перспективных направлений является создание САУ МНЛЗ на основе достаточно нового метода управления – прогнозного управления (в иностранных источниках MBPC – model based predictive control или MPC – model predictive control, существует также ещё российский вариант перевода MPC – управление с прогнозирующими моделями [42]).

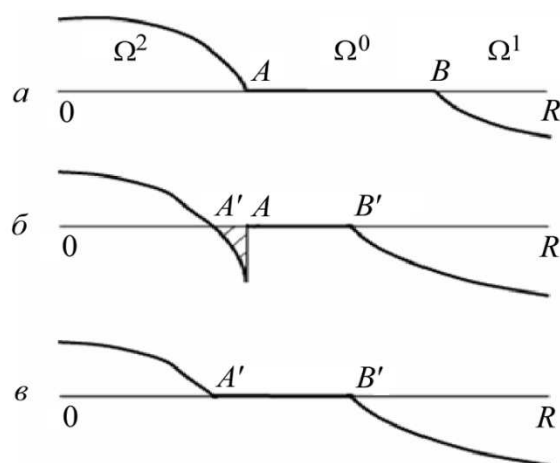


Рисунок 1.5. Схема расчёта одного шага по времени для перемещения протяженной зоны фазового перехода

Прогнозное управление – основанный на математическом моделировании метод управления, при котором решается задача выбора значений управляющих параметров, обеспечивающих прогнозируемое состояние системы максимально близким к заданному.

Этот подход начал развиваться в начале 60-х годов для управления процессами и оборудованием в нефтехимическом и энергетическом производстве [42]. В настоящее время сфера применения MPC-методов стремительно расширяется, охватывая разнообразные технологические процессы в химической и строительной индустрии, легкой и пищевой промышленности, в аэрокосмических исследованиях, в современных системах энергетики и т. д. Разработка математических моделей для моделирования технологического процесса непрерывной разливки в режиме реального времени позволит внедрить прогрессивные технологии использующие метод прогнозного управления в САУ металлургическими процессами, в том числе процессами непрерывной разливки.

К настоящему времени для моделирования тепловых процессов разработано достаточно большое число различных специализированных инженерных программных пакетов – CAE-систем (Computer-aided engineering). Наиболее известными из них являются ANSYS - универсальная программная система конечно-элементного (МКЭ) анализа, существующая и развивающаяся на протяжении последних 30 лет, COMSOL Multiphysics и Abaqus, а также узкоспециализированные, такие как, например, ProCast - инструмент моделирования литейных процессов и разработки технологий, разрабатывается и тестируется уже 25 лет. Эти прикладные пакеты позволяют делать расчеты, связанные с изучением напряженно-деформированного состояния тел, гидродинамических процессов, температурных полей и т.д. и могут быть использованы для совершенствования существующих технологий и проектирования новых агрегатов. Некоторые из них характеризуются высокой универсальностью, некоторые более ориентированы на специальные задачи. К их достоинствам следует отнести большие возможности для проведения вычислительных экспериментов и хорошую презентабельность полученных

результатов, которую достаточно сложно получить при индивидуальном программировании. Недостатками являются ограниченность в постановках задач, сложность в использовании – для работы с такими пакетами требуется длительная специальная подготовка высококвалифицированных кадров, высокая стоимость программного обеспечения и его обслуживания, скорость вычислений, не позволяющая использовать данные инструменты в системах управления. Алгоритмы, используемые в САЕ-системах, зачастую неизвестны, что не дает возможности самостоятельно их модернизировать или, например, задавать нестандартные граничные условия. В частности, в [154] отмечается, что адаптация САЕ-систем к решению задачи выбора схемы расположения форсунок ЗВО влечет за собой обширные трудозатраты, связанные со сложностью перевода исходных данных по конструкции секций вторичного охлаждения, данных по конструкционным особенностям различных типов охлаждающих форсунок, а также данных по системе принимаемых допущений в информационные единицы входных данных существующих систем. Такие трудозатраты зачастую превышают разработку специализированной системы.

Учитывая вышесказанное, можно заключить, что в ряде случаев вместо закупки САЕ-систем предприятиям выгоднее самостоятельно разработать прикладные программы для решения конкретных задач силами своих специалистов.

Таким образом, возникает задача разработки новых способов моделирования поля температур в непрерывнолитой заготовке с наличием фазового перехода, а также поля температур в различных элементах оборудования МНЛЗ. При этом в задачах, связанных с прогнозным управлением процессом непрерывной разливки, ключевыми являются решения, снимающие проблемы ограничения шага по времени расчёта и неустойчивости при вычислении производных.

1.3. Анализ методов наблюдения тепловых процессов в кристаллизаторе МНЛЗ

Одним из важнейших конструктивных элементов машины непрерывного литья заготовок (МНЛЗ) с точки зрения получения качественной продукции является кристаллизатор [88]. Он представляет собой водоохлаждаемую форму [109], в которую заливается жидкий металл и происходит образование твердой корочки по периметру сечения заготовки. Теплота, выделяющаяся при охлаждении и затвердевании, отводится через металлическую, как правило, медную стенку [86, 158]. Затвердевшая по периметру заготовка вытягивается из противоположной заливке (чаще всего нижней) части кристаллизатора в зону вторичного охлаждения (ЗВО).

Кристаллизаторы МНЛЗ работают в условиях циклических интенсивных тепловых потоков, интенсивного износа, циклических термодинамических напряжений, разных типов эрозии и диапазоне температур 293...863 К. Срок службы кристаллизаторов значительно меньше срока службы других сменных деталей. Отказы приводят к простоям, авариям на производстве, влияют на экологическую безопасность и безопасность труда. Соответственно повышение срока службы рабочей части кристаллизатора при высокой скорости литья является чрезвычайно важной и актуальной задачей, особенно при литье заготовок малого сечения с размером грани до 6-8 мм [47].

В настоящее время в качестве рабочей части кристаллизатора используются гильзы или сборные конструкции кристаллизаторов на базе плит. В обоих вариантах рабочая часть выполняется из рафинированной меди, либо из различных сплавов с серебром, хромом и цирконием. Для повышения эксплуатационных свойств и срока службы на внутреннюю поверхность рабочей части кристаллизатора наносят специальные защитные покрытия на основе никеля или хрома.

В ходе пребывания в кристаллизаторе от жидкого металла отводится 20-30% тепла. Тепловой режим кристаллизатора должен быть организован таким образом,

чтобы при выходе из кристаллизатора толщина оболочки слитка была бы достаточна, чтобы исключить порыв металла, т.е. корочка должна выдержать ферростатическое давление жидкого металла и механические нагрузки. Важной задачей является предотвращение прилипания металла к внутренней стенке кристаллизатора. В основном эта задача решается при помощи систем качания и смазки кристаллизатора.

Тепловые процессы в кристаллизаторе МНЛЗ зависят в основном от скорости вытягивания слитка, температуры поступающего расплава, расхода и нагрева охлаждающей воды и её распределения по каналам системы охлаждения, расхода шлакообразующей смеси, частоты качания кристаллизатора, уровня металла. Условия теплосъёма в кристаллизаторе также определяются его конструктивными параметрами и технологическими приёмами эксплуатации. К их числу относятся конусность кристаллизатора, материал рабочих стенок, вид защитных покрытий рабочих стенок, способ их нанесения и эксплуатационные свойства. Закономерности влияния перечисленных выше факторов на теплообмен слитка с кристаллизатором при их изменении изучены недостаточно, поэтому практически не используются для совершенствования теплосъёма в кристаллизаторе [90].

Усреднённый тепловой поток определяется по перепаду температур охлаждающей воды на входе и выходе каналов кристаллизатора. Метод калориметрирования позволяет определять теплосъём на различных участках кристаллизатора, его недостатком является громоздкость оборудования и необходимых коммуникаций. Существует ряд систем, включающих функции оценки теплового состояния при помощи термодатчиков.

Одной из самых известных и типичных является система «Кристаллизатор» [98], предназначенная для использования на слябовых МНЛЗ. Система объединяет несколько информационно-измерительных и управляющих подсистем, сконцентрированных вокруг кристаллизатора МНЛЗ. Недостатками этого метода являются ограничение количества и размеров термодатчиков,

высокие затраты на кабельную разводку и её защиту от электромагнитных воздействий.

Достаточно эффективным способом измерения температур в кристаллизаторе показали себя технологии, применяющие волоконные световоды, при использовании которых упрощается монтаж и эксплуатация измерительной части системы диагностики, повышается количество точек измерения, а значит и разрешающая способность системы. Метод контроля эффективной толщины газового зазора основан на углубленной расчетной интерпретации сигнала перепада температуры охлаждающей воды. Математическое моделирование процесса кристаллизации непрерывного слитка является одним из наиболее эффективных и перспективных инструментов исследования тепловых процессов в кристаллизаторе. Для определения температурного поля слитка в кристаллизаторе и стенок самого кристаллизатора разработано достаточно большое число различных по уровню сложности математических моделей.

Имеется достаточно много исследований, посвященных выбору рациональных конструктивных параметров кристаллизатора (профиль, толщина стенок, внутреннее покрытие) и начальной настройке технологических параметров (вид и расход смазки или ШОС, оптимальный уровень металла, расход первичной воды и рекомендуемый перепад температуры и т.д.) [158, 90].

Однако в производственных условиях может иметь место существенная вариация многих значений технологических факторов, приводящих к отклонению процессов, протекающих в кристаллизаторе, от нормы, изменению отводимого теплового потока и соответственно созданию условий, в которых могут возникать аварийные ситуации или образовываться дефекты заготовок. Поэтому крайне важной задачей является проведение оперативной диагностики теплотехнических процессов, протекающих в кристаллизаторе.

1.3.1. Метод измерения перепада температур

В настоящее время автоматизированные системы управления технологическим процессом (АСУ ТП) практически всех МНЛЗ измеряют и регистрируют перепад температуры охлаждающей воды в кристаллизаторе. Зачастую эти измерения являются единственным источником информации о текущем тепловом состоянии кристаллизатора и формирующейся в нем заготовки. Величина перепада температуры охлаждающей воды в кристаллизаторе даёт представление о количестве тепла, отведённом в кристаллизаторе, зависящем в первую очередь от плотности контакта корки заготовки с гильзой кристаллизатора по её высоте [158, 58]. Одним из недостатков при практическом применении этой величины является то, что она соответствует усредненному тепловому потоку через теплообменную поверхность кристаллизатора к воде. В общем случае теплосъём является неравномерным, наиболее ярко это проявляется в кристаллизаторах слябовых МНЛЗ и изношенных кристаллизаторах [90].

1.3.2. Метод калориметрирования

Одним из вариантов решения вышеупомянутой проблемы является калориметрирование кристаллизатора, то есть разбиение охлаждающих каналов, отвечающих за определенные участки поверхности на ряд секций с отдельными подводами и отводами воды, регистрацией ее расхода и перепада температур [58]. Так еще в 80-ые годы сотрудниками Липецкого политехнического института проводились несколько серий испытаний различных кристаллизаторов вертикальных и радиальных МНЛЗ. Исследовалась тепловая работа прямолинейных и радиальных, с гладкой и рифленой внутренней поверхностью, бронзовыми стенками и др. кристаллизаторов. Анализировалось распределение теплоотвода по периметру поперечного сечения. Впервые были исследованы особенности теплоотвода в кристаллизаторе для динамического режима работы МНЛЗ (при изменении скорости). При этом широкие грани кристаллизатора

разбивали на секции шириной 0,16 м таким образом, чтобы каждая секция включала в себя четыре вертикальных канала и один отводящий патрубок для слива охлаждающей воды.

Узкие грани рассматривались как отдельные секции шириной 0,246 м с пятью вертикальными каналами. Измерение температуры охлаждающей воды на выходе из секций проводили с помощью термометров сопротивления, соединенных с электронным автоматическим мостом с пределами измерений 0-50 °С. Температура воды на входе в кристаллизатор измерялась с помощью двух датчиков, установленных в подводящем коллекторе. По причине громоздкости и сложности конструкции такой подход может применяться только для экспериментальных кристаллизаторов.

Большее распространение получил метод контроля теплового состояния кристаллизатора, основанный на использовании экспериментальных гильз или сборных кристаллизаторов. При этом в стенках размещается значительное количество термодатчиков, обработка сигналов которых позволяет либо выносить косвенное суждение о тепловых процессах в кристаллизаторе (например, локальное повышение температуры в стенке кристаллизатора, что, как правило, говорит о прилипании корки металла) либо путем пересчета определить локальное значение плотности теплового потока. Также в настоящее время наметилась тенденция, когда для создания систем комплексной диагностики термодатчиками оснащаются серийные кристаллизаторы, например, путем приваривания или прижима термодатчиков к теплообменным поверхностям [158].

1.3.3. Система «Кристаллизатор»

В настоящее время существует ряд систем, включающих функции оценки теплового состояния при помощи термодатчиков. Одной из самых известных и типичных является система «Кристаллизатор» [98], предназначенная для использования на слябовых МНЛЗ. Система объединяет несколько

информационно-измерительных и управляющих подсистем, сконцентрированных вокруг кристаллизатора МНЛЗ. Оборудование комплекса 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 и предупреждение персонала о прилипании корочки слитка.

Комплекс позволяет повысить эффективность использования имеющейся МНЛЗ за счет технически обоснованного повышения скорости разливки или роста качества продукции за счет существенного улучшения состояния поверхности. За счет возросшей стабильности процесса разливки и появления дополнительной информации снижается аварийность эксплуатации МНЛЗ.

«Кристаллизатор» и подобные системы позволяют получать в реальном времени графики с представлением трехмерного распределения температуры на стенках кристаллизатора для каждого уровня термопар. По вертикальной оси откладывается температура, по горизонтальной оси – время, в глубину уходит развернутое в прямую линию распределение температуры по периметру кристаллизатора. Полученная поверхность окрашена в зависимости от её температуры. Если на графике обнаруживается существенное локальное повышение температуры, система предупреждает о возникновении прилипания корочки слитка к стенке. Основные характеристики особенностей диагностики теплотехнических параметров системы «Кристаллизатор» представлены в Таблице 1.1.

Таблица 1.1. Основные характеристики особенностей диагностики теплотехнических параметров системы «Кристаллизатор»

Показатель	Значение
Размеры сечения типового кристаллизатора, мм (возможно использование кристаллизаторов с другими размерами)	(150...330) x (500...2400)
Число термопар, установленных на медные плиты кристаллизатора, шт.	до 120
Время от момента подачи предупреждающего сигнала о возникновении прилипания корочки слитка к кристаллизатору до начала прорыва, с	не менее 40

На рисунке 1.6. показано выявленное прилипание корочки слитка к стенке кристаллизатора - «подвисание». Каждое из трех представленных объёмных изображений отображает распределение температуры на соответствующем уровне кристаллизатора (верхнее изображение – 150 мм от кромки медных пластин кристаллизатора, среднее – 300 мм, нижнее – 450 мм). Подтверждением возникновения «подвисания» являются участки с высокой температурой (красный цвет, для черно-белого рисунка – более темный цвет), находящиеся в глубине кристаллизатора, в среднем и нижнем слое термопар. Возможным решением при получении сигнала такого рода является снижение скорости разливки, приводящее к усилению охлаждения поверхности, «залечиванию» места разрыва корочки и её утолщению.

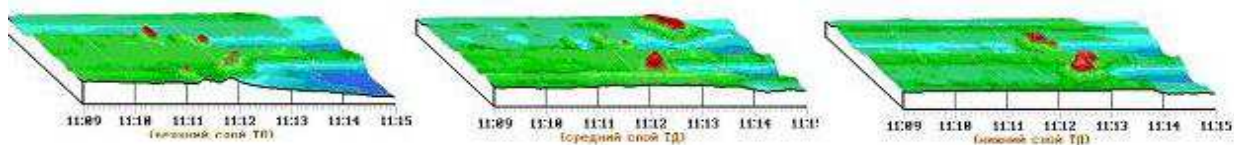


Рисунок 1.6. Трёхмерное представление температурного состояния стенки кристаллизатора для трёх уровней термопар

Основным недостатком метода диагностики теплового состояния кристаллизатора при помощи термодатчиков является то, что их количество и размеры ограничены. Так, например, термодатчики без особых затрат на доработку серийных кристаллизаторов часто могут быть использованы только в тех точках, где имеются или могут быть размещены прижимные винты. Увеличение количества термодатчиков связано с высокими затратами на кабельную разводку. Термодатчики чувствительны к электромагнитным полям, возникающим, например, в электромагнитных тормозящих системах или в мешалках. Для защиты термодатчиков, включая их кабельную разводку, необходимы дорогостоящие предохранительные устройства. При регулярно проводимой замене медных пластин кристаллизатора необходимо обновлять кабельные соединения, причем наряду с большой трудоемкостью могут иметь место ошибочные соединения.

1.3.4. Измерения температуры при помощи волоконных световодов

В значительной мере названные проблемы решаются при использовании для измерения температуры волоконных световодов, через которые пропускается свет лазера и в ряде специально выделенных точек измерения по длине световода предусмотрена периодическая вариация показателя преломления, зависящая от температуры [136]. При этом обеспечиваются существенно меньшие затраты на кабельную разводку, чем при использовании термодатчиков в кристаллизаторе. Кроме того, необходимы значительно меньшие трудозатраты и расходы на установку волокон в медной пластине кристаллизатора. Также использование световодов, как правило, обеспечивает существенно более высокое пространственное разрешение, чем использование термодатчиков в отверстиях. Стекловолоконная линия может заменить, например, более сотни термоэлементов вместе с кабелем.

На рис.1.7. изображен пример, в котором волоконный световод (2) в форме меандра установлен между каналами охлаждения (4) с задней стороны медной пластины (1) кристаллизатора в пазах (6). Волоконный световод (2) имеет несколько точек измерения (3). Точек измерения может быть существенно больше. В прижимные винты (5) также могут быть установлены термодатчики. При использовании термодатчиков в прижимных винтах в медной пластине имеются зоны, не контролируемые с помощью термодатчиков. Расположение волоконных световодов (2), как это показано на рис. 1.7., снимает эту проблему и обеспечивает более полный контроль температуры в медной пластине кристаллизатора (1). Для повышения пространственного разрешения в одном пазу можно устанавливать несколько волоконных световодов.

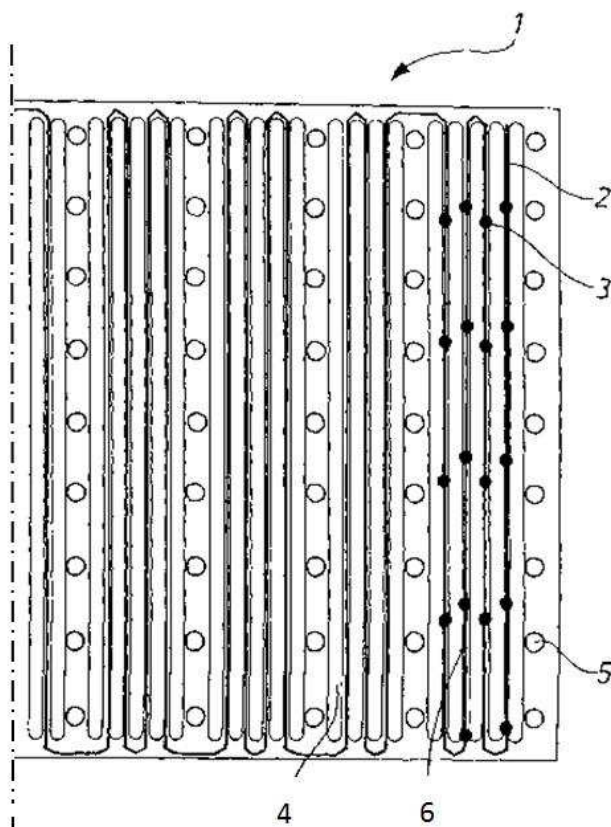


Рисунок 1.7. Схема укладки световода для диагностики теплового состояния кристаллизатора слябовой МНЛЗ (1 – задняя сторона медной пластины, 2 – волоконный световод, 3 – точки измерения, 4 – канал охлаждения, 5 – прижимной винт, 6 – паз)

В общем случае за счёт использования от одной до двух стекловолоконных линий, или волоконных световодов, могут быть заменены вместе с кабельной разводкой 60-120 термодатчиков. Количество точек измерения в принципе ограничено только вычислительной мощностью системы регистрации температуры.

Параметры света на выходе из световода, собранные волоконными световодами, фиксируются с помощью системы регистрации температуры, пересчитываются и относятся к разным местам кристаллизатора. Обработка данных может производиться, например, по известному способу волоконной решетки Брэгга (Faser-Bragg-Gitter) (FBG). При этом в способе используются соответствующие световоды, получающие задаваемые точки измерения с периодической вариацией показателя преломления или решетки с такими вариациями. Эта периодическая вариация показателя преломления приводит к тому, что световод в зависимости от периодичности определенных длин волн в точках измерения представляет собой диэлектрическое зеркало. В результате изменения температуры в точке измерения длина волны Брэгга изменяется, причем отражается именно она. Свет, не выполняющий условия Брэгга, поддается воздействию решетки Брэгга не существенно. Затем разные сигналы различных точек измерения могут быть распознаны на основе разности времен пробега. Детальная структура таких волоконных решеток Брэгга, а также соответствующих устройств обработки данных общеизвестны. Точность пространственной разрешающей способности определена количеством задаваемых точек измерения. Размер точки измерения может находиться в интервале 1-5 мм.

Также в порядке альтернативы измерению температуры может использоваться также способ «Optical-Frequency-Domain-Reflectometry» (способ OFDR) или способ «Optical-Time-Domain-Reflectometry» (способ OTDR). Оба этих способа основываются на принципе оптоволоконного обратного рамановского рассеяния. Затем температурные данные с пространственным разрешением, полученные системой регистрации температуры, предпочтительно, передаются в процессор, который в соответствии с распределением температуры в кристаллизаторе может регулировать параметры разливки, как, например, скорость разливки или охлаждение и/или другие параметры.

1.3.5. Контроль величины эффективной толщины зазора между поверхностью слитка и стенкой кристаллизатора

Влияние газового зазора на процессы, происходящие в затвердевающем расплаве, подробно рассмотрено в [126]. В [22, 210] предлагается способ диагностики, основанный на углубленной расчетной интерпретации сигнала перепада температуры охлаждающей воды. Показано, что адекватное сравнение работы кристаллизаторов можно производить на основании таких величин как средняя плотность теплового потока с поверхности заготовки в кристаллизаторе ($\bar{q}$), средний коэффициент теплоотдачи от корки заготовки к внутренней поверхности кристаллизатора, эффективная толщина газового зазора в кристаллизаторе. Особый упор сделан на использование эффективной толщины газового зазора:

$$\delta_{\text{эф}} = \frac{\lambda_3}{\bar{\alpha} - \alpha_{\text{л}}} \quad (1.27)$$

где λ_3 – теплопроводность газовой прослойки, Вт/(м·К); $\bar{\alpha}$ – средний коэффициент теплоотдачи от корки заготовки к внутренней поверхности гильзы кристаллизатора, Вт/(м²·К); $\alpha_{\text{л}}$ – коэффициент лучистой теплоотдачи от корки заготовки к внутренней поверхности гильзы кристаллизатора, Вт/(м²·К).

Величина $\alpha_{\text{л}}$ определяется на основании известных зависимостей, описывающих лучистый теплообмен. Необходимые для её определения температуры поверхности слитка T_n и внутренней поверхности гильзы кристаллизатора $T_{\text{см}}$ могут быть найдены достаточно точно на основании зависимостей, справедливых для стационарной теплопередачи через ряд последовательно включенных термических сопротивлений.

Пример зависимости эффективной толщины газового зазора от перепада температуры охлаждающей воды при её зафиксированном расходе приведён на рис. 1.8. (заготовка 130x130 мм, расход первичной воды 30кг/с, материал гильзы кристаллизатора – медь, толщина стенки гильзы 0,01 м).

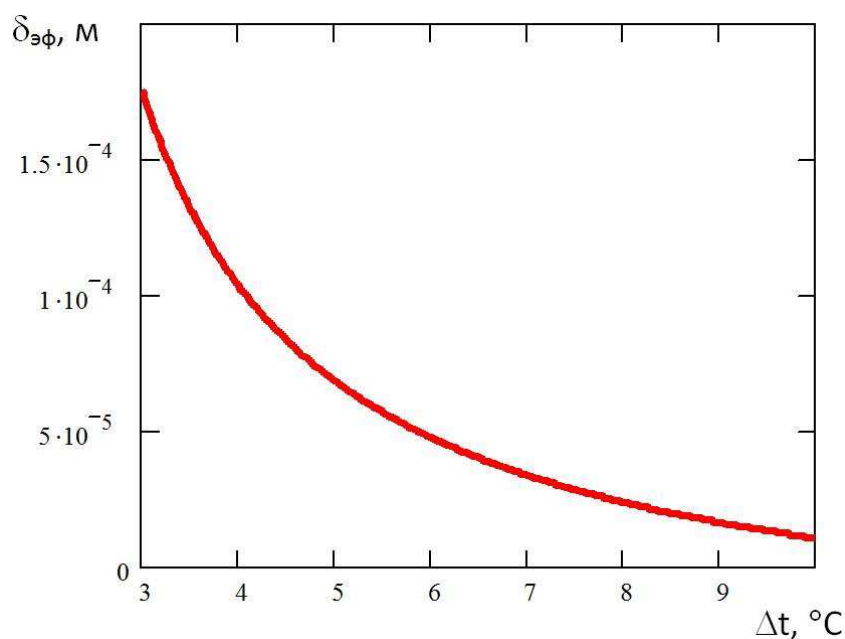


Рисунок 1.8. Зависимость величины эффективной толщины газового зазора от перепада температур охлаждающей воды в кристаллизаторе

Контроль величины эффективной толщины газового зазора в режиме реального времени при помощи АСУ ТП предоставляет следующие возможности:

- оперативный контроль износа внутренней поверхности гильз кристаллизаторов на основании анализа изменения во времени величины $\delta_{\text{эф}}$;
- практическая проверка соответствия конусности кристаллизаторов усадке заготовок на основе сопоставления средних уровней $\delta_{\text{эф}}$ 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;
- установление взаимосвязи износа гильз кристаллизаторов с образованием дефекта ромбичности (достигается путем совместной обработки информации о температурно-скоростных режимах разлива, марках стали, конусности кристаллизаторов, величинах эффективных толщин газовых зазоров и данных о ромбичности заготовок при помощи аппарата математической статистики).

Таким образом, наиболее эффективным для практического применения является метод диагностики теплового состояния кристаллизаторов сортовых МНЛЗ, основанный на определении в режиме реального времени 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 в зависимости от текущих значений перепада температуры охлаждающей воды и её расхода и геометрических параметров гильзы кристаллизатора.

1.3.6. Методики моделирования температурного поля кристаллизатора

Поскольку измерять температурное поле в области кристаллизатора затруднительно, а данные измерений могут быть заменены расчетами по математической модели, математическое моделирование процесса кристаллизации непрерывного слитка является постоянным предметом внимания не только разработчиков САУ, но и многих других исследователей. Методики расчётов тепловых процессов в рабочей стенке кристаллизатора представлены в [87]. Для определения температурного поля слитка внутри кристаллизатора разработано достаточно большое число различных по уровню сложности математических моделей [1]. Существуют одномерные [206], двумерные [104, 239, 243], трёхмерные [299, 264], стационарные [Авд05] и нестационарные [239], с учетом [239] или без учета [206] конвективного переноса теплоты, с определением или без определения положения границы фазового перехода [1] и т.д. В [264] представлена трёхмерная нестационарная модель для слитка квадратного сечения, где теплоперенос вместе с движущейся средой учтен с помощью наличия в уравнении дополнительного слагаемого – условного источника тепла.

В [177] разработана нестационарная математическая модель процесса конвективно-кондуктивного переноса теплоты в непрерывном слитке и процесса теплопроводности в стенках кристаллизатора, рассматривающая двумерное температурное поле и границу раздела фаз непрерывного слитка и стенок кристаллизатора в продольном сечении широкого сляба, которое параллельно узким граням и проходит через середину широких граней (рис. 1.9).

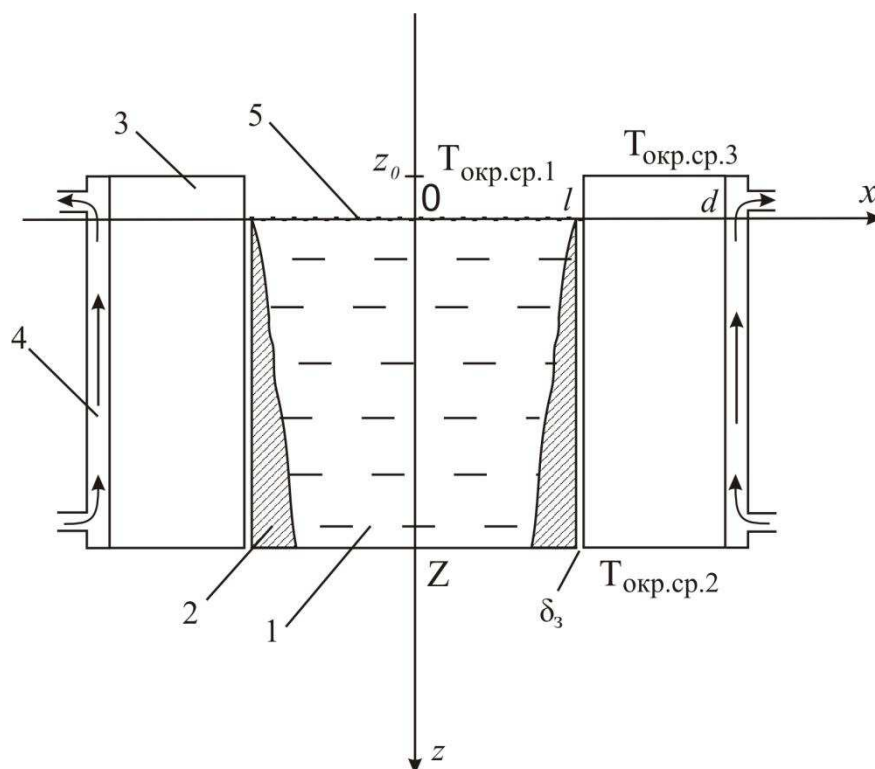


Рисунок 1.9. Тепловая схема кристаллизатора. 1 – жидкая фаза; 2 – твёрдая фаза; 3 – стенка кристаллизатора; 4 – охлаждающая вода; 5 – зеркало расплава; l – полутолщина слитка; d – расстояние от начала координат до поверхности стенки кристаллизатора, обращённой к воде.

Уравнение тепломассопереноса для участка слитка внутри кристаллизатора в двумерной модели [177] выглядит следующим образом:

$$v \frac{\partial T(x, z)}{\partial z} = \frac{1}{c(T)\rho(T)} \left\{ \frac{\partial}{\partial x} \left[\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial z} \right] \right\} \quad (1.28)$$

где v – скорость вытягивания слитка, м/с; T – температура в жидкой и твёрдой фазах, К; c – удельная теплоёмкость металла, Дж/(кг·К); ρ – плотность, кг/м³; λ – теплопроводность, Вт/(м·К).

Уравнение теплопроводности внутри стенки кристаллизатора:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left[\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial z} \right] = 0, \quad (1.29)$$

$$z_0 < z < Z,$$

$$l < x < d.$$

Граничные условия на зеркале расплава отражают потерю тепла за счёт излучения. Считается, что конвекция играет здесь незначительную роль. На оси

слитка тепловой поток считается равным нулю. Граничные условия между слитком и стенкой кристаллизатора учитывают теплопередачу через зазор, заполненный смесью воздуха и шлакового гарнисажа. На поверхности слитка при $x = l$

$$\lambda(T, z) \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=l} = \frac{\lambda_{\Gamma.3}}{\delta_3} (T|_{x=l+\delta_3} - T|_{x=l}) + \sigma_n \left[\left(\frac{T|_{x=l+\delta_3}}{100} \right)^4 - \left(\frac{T|_{x=l}}{100} \right)^4 \right] \quad (1.30)$$

$$0 \leq z \leq Z$$

где $\lambda_{\Gamma.3}$ – коэффициент теплопроводности газовой смеси в зазоре, $T|_{x=l}$, $T|_{x=l+\delta_3}$ – температура поверхностей слитка и кристаллизатора соответственно, δ_3 – эффективная толщина газового зазора, σ_n – приведённый коэффициент излучения, Вт/(м²К⁴). И аналогично формулируются условия для поверхности стенки кристаллизатора, контактирующей со слитком.

Граничные условия для стенок кристаллизатора на остальных участках учитывают соответствующий характер теплопередачи. Температура охлаждающей воды в канале кристаллизатора описывается балансовым уравнением. Известна температура охлаждающей воды на входе в канал кристаллизатора и её начальное распределение внутри канала.

Граница раздела фаз задаётся классическим условием Стефана. Для всех дифференциальных уравнений задаются условия однозначности. Поставленная задача решается методом конечных разностей.

Вычислительные возможности, появившиеся в последнее время, позволяют разрабатывать сложные математические модели, учитывающие всё большее число факторов, которые могут существенным образом влиять на процесс и создавать более универсальные модели.

1.4. Методики наблюдения глубины и формы жидкой лунки непрерывного слитка

Одними из важнейших параметров процесса непрерывной разливки являются глубина жидкой лунки и толщина затвердевшей корочки, распределённая как по

длине, так и по периметру поперечных сечений слитка на различных уровнях, т.е. в целом форма жидкой лунки. Значение глубины жидкой лунки ограничивает максимальную скорость вытягивания слитка, поскольку прохождение слитка с жидкой сердцевиной в зону порезки приводит к аварии на МНЛЗ. Таким образом, задача определения глубины жидкой лунки представляет интерес при решении проблемы увеличения производительности МНЛЗ. Толщина твёрдой корочки имеет важное значение на выходе слитка из кристаллизатора, на участках распрямления в криволинейных МНЛЗ, при организации системы мягкого обжата и пр.

Исследования процесса кристаллизации слитков и определения основных параметров теплообмена в условиях непрерывной разливки проводились с помощью различных инженерных и математических методов [62, 167].

Русский металлург А.С. Лавров еще в 1866 году предложил определять толщину затвердевшего металла в отливке или слитке к определенному моменту времени путем выливания жидкой сердцевины расплава [52]. Академик Н.Т. Гудцов в 1936 г. предложил определять окончание затвердевания слоя металла с помощью термопары [52]. Эти методы до сих пор используются в металлургии.

Известно, что по мере роста толщины затвердевшего слоя слитка, температурный градиент у фронта затвердевания уменьшается, что приводит к расширению двухфазной зоны (ДФЗ). Экспериментальные исследования динамики развития ДФЗ и теоретический анализ роста дендритов показывают, что в её пределах можно выделить две зоны: твёрдо-жидкую (с преобладанием твёрдой фазы) и жидко-твёрдую (с преобладанием жидкой фазы). Положение жидко-твёрдой зоны определяется “границей выливаемости” (рис. 1.10), то есть контуром оболочки, которая остается после выливания жидкой сердцевины слитка [157].

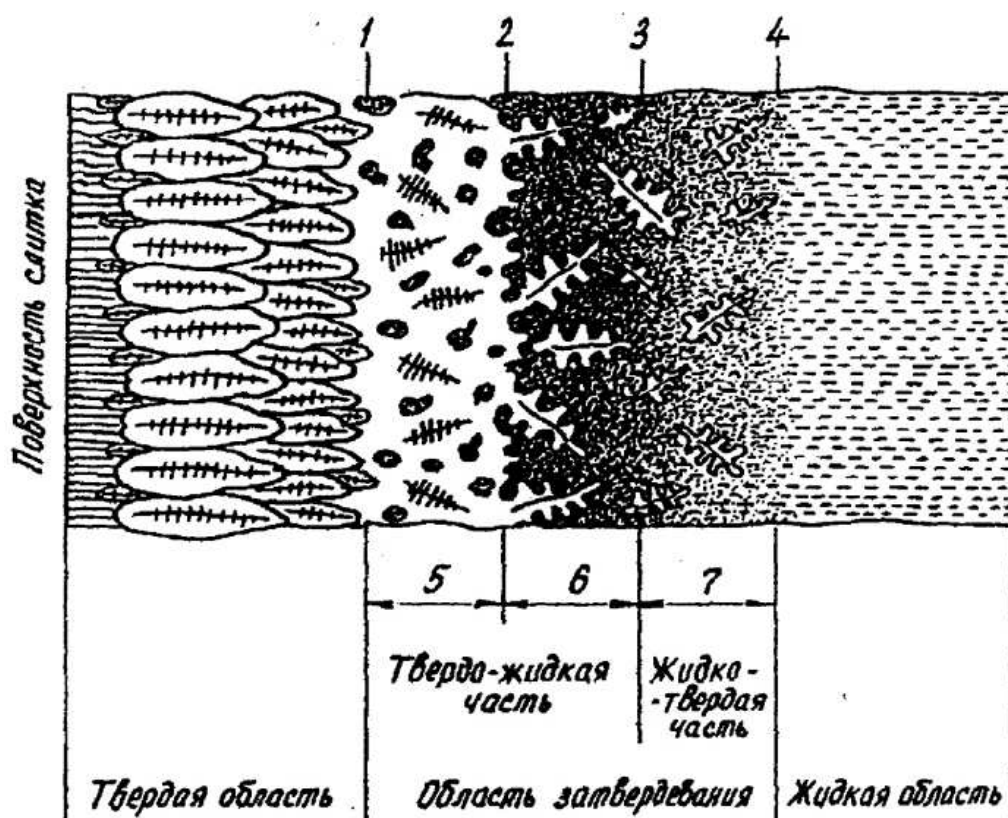


Рисунок 1. 10. Схема областей и зон в затвердевающей слитке [157].

1 – начало двухфазной зоны, 2 – граница ликвации, 3 – граница выливаемости, 4 – граница ликвидуса, 5 – зона микроскопических перемещений, 6 – зона локальных перемещений, 7 – зона макроскопических перемещений.

Существенный прогресс в изучении особенностей формирования отливок и всех типов слитков, в том числе и непрерывнолитых, был достигнут в 50-ые–60-ые гг. прошлого века с появлением метода радиоактивных изотопов [155, 145 и др.].

В математическом моделировании динамики процесса кристаллизации к настоящему времени сформировались следующие подходы. Первое полное решение задачи о промерзании влажного грунта было получено австрийским математиком Д. Стефаном в 1889 году [52]. Решение задачи имеет вид:

$$x = K\sqrt{\tau} \quad (1.31)$$

где x – толщина промерзшего грунта к моменту времени τ от начала процесса; K – эмпирическая константа.

«Закон квадратного корня» (1.31) металлурги используют очень широко при исследованиях затвердевания различных металлов в различных формах. При этом в каждом конкретном случае находят эмпирическую величину K , которая зависит от вида процесса.

Уравнение Д. Стефана (1.31) для подавляющего большинства случаев затвердевания расплавов является приближенным, поскольку оно получено для следующих условий: а) температура на поверхности тела постоянна, б) длина тела бесконечна, в) фронт затвердевания плоский, или, другими словами, имеет нулевую толщину (т.е. отсутствует переходная двухфазная зона).

Второе решение задачи продвижения фронта затвердевания в обычных и непрерывнолитых заготовках предложил Б.Б. Гуляев [51]. В его работах предлагается использовать теорию подобия явлений и применить уравнение:

$$x/R = f(F_0), \quad (1.32)$$

где x - толщина затвердевшего металла, м; R - половина толщины слитка, м; F_0 – критерий Фурье

$$F_0 = a\tau/R^2, \quad (1.33)$$

a - коэффициент температуропроводности металла, м²/с; τ - время от начала процесса, с.

Обработка имеющихся в литературе экспериментальных данных по обычным и непрерывным слиткам по формуле (1.32) приведена в [155], где сделан вывод о недостаточной точности между расчётными и экспериментальными данными.

Третье решение задачи затвердевания различных отливок принадлежит Н.И. Хворинову [192]. Он ввел понятие приведенной толщины отливки R_0 и связал её со временем полного затвердевания металла τ_0 :

$$R_0 = V/S, \quad (1.34)$$

$$\tau_0 = K_0\sqrt{R_0}, \quad (1.35)$$

где V – объем отливки, м³; S – площадь ее наружной поверхности, м²; K_0 – константа.

В работе [145] глубину лунки L в непрерывном слитке определяли с помощью заливки в жидкую сердцевину расплавленного свинца.

В [167] приведены формулы для вычисления глубины жидкой фазы L в непрерывнолитых заготовках. Например, для прямоугольных слитков шириной до 1200 мм

$$L = 0,029 \cdot a^2 \cdot v \quad (1.36)$$

где L измеряется в мм; a – сторона квадрата, или толщина сляба, см; v – скорость вытягивания заготовки, мм/мин.

Кроме этого в работе [167] приведены номограммы для определения глубины лунки жидкой стали в непрерывнолитой заготовке в зависимости от скорости разливки и формы слитка (квадратный или прямоугольный).

В [156] в результате обработки данных экспериментов получено уравнение для определения глубины жидкой лунки в зависимости от приведенной толщины слитка R_0 и скорости разливки металла

$$L = \exp(0,81 \cdot v) R_0^2 \quad (1.37)$$

$$R_0 = \frac{ab}{2(a+b)} \quad (1.38)$$

где a, b – стороны сляба, м.

Стоит отметить, что, несмотря на большую важность задачи определения глубины и формы жидкой лунки, в литературе встречается недостаточное количество экспериментальных работ и обобщений по этим вопросам.

Поскольку совершенствование технологии обусловлено требованиями увеличения производительности при соблюдении высокого качества выпускаемой продукции, многие исследования процессов управления непрерывной разливкой стали посвящены управлению глубиной жидкой фазы [281] или процессами, непосредственно зависящими от формы жидкой лунки (например, мягкого обжата). При этом возникает необходимость изучения реакции глубины и формы жидкой лунки на различные изменения других параметров процесса разливки. Кроме того, при разработке прогнозной модели нужно определить

чувствительность формы жидкой лунки к параметрам математической модели, которые в силу ограниченности информации могут быть заданы неточно.

Авторы работы [144] отмечают, что основными задачами теории чувствительности являются анализ влияния изменений конструктивных параметров и внешних условий на динамику системы, а также синтез систем, малочувствительных к малым изменениям этих параметров. Таким образом, анализ чувствительности связан с изучением влияния изменения параметров на поведение динамических систем [185].

В работе [317] представлено применение упрощенной модели для анализа чувствительности процесса кристаллизации. Применительно к процессу непрерывной разливки стали анализ параметрической чувствительности температурного поля относительно внешних воздействий (теплофизических свойств и температуры кристаллизатора, а также температуры поступающего расплава) был проведен в работе [316]. В [251] были определены функции чувствительности для исследования степени влияния изменения входных параметров (расхода охлаждающей воды в кристаллизаторе и в каждой секции зоны вторичного охлаждения (ЗВО)) на изменение температуры поверхности слитка. На основе анализа чувствительности в работе [294] исследуется влияние коэффициента внешней теплоотдачи на процесс кристаллизации.

Однако, как уже было сказано, при разработке адекватной математической модели и проектировании МНЛЗ, при синтезе САУ непрерывной разливкой стали, а также при изучении вопроса об увеличении производительности МНЛЗ возникает задача определения зависимости глубины и формы жидкой лунки от других – возмущающих и управляющих – параметров процесса разливки.

Информацию о степени влияния одних параметров изучаемой системы на другие дают функции чувствительности [144], для нахождения которых необходимо иметь соответствующие данные о рассматриваемой системе. Эти данные могут быть получены либо с помощью моделирования, либо путем непосредственных измерений на физической модели. Поскольку анализ чувствительности имеет особенно большое значение на этапе синтеза САУ, на

практике функции чувствительности наиболее часто определяются по математической модели объекта.

1.5. Математическое моделирование при проектировании форсуночного охлаждения МНЛЗ

При непрерывной разливке одним из наиболее распространенных дефектов заготовок являются поверхностные трещины различного типа [188]. Удаление таких трещин методами огневой либо механической зачистки требует дополнительных материальных затрат. К тому же, не всегда удастся обнаружить и исправить все трещины, вследствие чего при прокатке слитков они трансформируются в дефекты листа.

Образование и развитие трещин в слитках происходит при возникновении напряжений и деформаций, превышающих допустимые значения [138]. Основной причиной напряжений и деформаций в твердой оболочке непрерывнолитой заготовки является превышение критических значений температурных градиентов, которое в свою очередь возникает из-за неравномерного теплоотвода с поверхности заготовки. Уменьшение вероятности образования трещин достигается путем обеспечения условий равномерного охлаждения поверхности в ЗВО.

Вопросам обеспечения равномерного теплоотвода посвящено множество исследований, в которых можно выделить два основных подхода. В первом, поставленную задачу решают с позиции оптимизации расходов воды по зонам ЗВО без изменения ее конструкции [124, 213]. Во втором подходе производят подбор оптимальных конструкционных параметров ЗВО и форсунок [100, 37].

Таким образом, при проектировании МНЛЗ и разработке её системы управления возникает задача выбора типов форсунок, подающих водо-воздушную смесь, и способа их расстановки в зоне вторичного охлаждения (ЗВО). Требуется подобрать параметры форсуночного охлаждения таким образом, чтобы свести к

минимуму температурные напряжения, вызванные неравномерным охлаждением слитка.

Задачи, возникающие при проектировании и функционировании форсуночного охлаждения слитка, рассмотрены в [89, 108, 110, 199]. В [189, 230] рассмотрены особенности распределения плотности орошения на поверхности слэбовой заготовки в ЗВО и предлагаются возможные пути повышения равномерности теплоотвода с целью уменьшения вероятности трещинообразования.

Некоторые исследователи указывают на то, что организация форсуночного охлаждения в ЗВО влияет не только на качество поверхности и подповерхностных слоёв заготовки, но и на её макроструктуру. В [198] утверждается, что расположение форсунок и расходы воды в них влияют на макроструктуру заготовки. Приводится пример, когда была проведена модернизация МНЛЗ, на которой разливается круглая заготовка диаметром 156 мм (рис. 1.11). «Особое внимание было уделено расположению и расходным характеристикам форсунок всех типов во всех зонах вторичного охлаждения, что привело к улучшению макроструктуры металла».



Рисунок 1.11. Продольные темплеты (сталь Д) [198].

а) до модернизации; б) после модернизации.

1.5.1. Методы идентификации коэффициента теплоотдачи под форсунками

Требования к точности и эффективности математических моделей постоянно растут. Известно, что результаты моделирования в первую очередь зависят от правильного выбора модели, другими словами от её адекватности, необходимым условием которой является достоверность используемых теплофизических параметров.

Экспериментальные данные зачастую не могут служить исчерпывающим источником информации об условиях однозначности. В связи с этим в последнее время большое внимание уделяется решению обратных задач теплопроводности, в которых по имеющейся (зачастую весьма ограниченной) информации о температурном поле можно определять теплофизические свойства объекта, в частности идентифицировать граничные условия.

Идентификация означает приведение в соответствие модели явления (объекта) с самим физическим явлением (объектом). В случае параметрической идентификации речь идёт об определении таких параметров модели теплового объекта, которые бы делали её идентичной рассматриваемому тепловому объекту. В частности, идентификация коэффициентов теплоотдачи означает определение таких коэффициентов граничных условий, при которых тепловой поток будет идентичен реально существующему тепловому потоку на границе рассматриваемого твёрдого тела и окружающей его среды.

Как правило, в практических задачах осуществляется статистическая идентификация, поскольку практически всегда входные величины носят случайный характер. Для проведения процедуры идентификации необходимо наличие некоторых априорных и апостериорных сведений об исследуемом объекте. К априорной информации относятся сведения о динамических и стохастических свойствах рассматриваемой системы, о её линейности или нелинейности, дискретности или непрерывности и т.п. В роли апостериорной информации обычно выступают результаты измерений каких-либо проявлений исследуемого объекта. Точность решения обратной задачи существенно зависит

от качества экспериментальных данных, определяемого условиями теплового эксперимента.

При моделировании процесса тепломассопереноса в слитке МНЛЗ каждый раз остаётся открытым вопрос выбора коэффициента теплоотдачи (КТ) на поверхности слитка в ЗВО. Связано это с тем, что на величину коэффициента теплоотдачи влияет множество различных факторов. Кроме того, значение КТ может достаточно сильно изменяться во времени и по пространственным координатам. Таким образом, возникает задача идентификации распределённого параметра.

Задачи идентификации систем с распределёнными параметрами (СРП) состоят в определении функций, описывающих изменения параметров по координатам или во времени, по имеющимся экспериментальным данным. В последние десятилетия решению задач идентификации СРП уделяется внимание многих исследователей [5, 12, 95, 112, 119, 120].

Задачи идентификации СРП относятся к классу обратных задач, которые являются некорректными в классическом смысле. Под корректностью в классическом смысле понимается корректность постановки задачи по Адамару, т.е. выполнение трех условий: существование решения поставленной задачи, его единственность и устойчивость (или непрерывную зависимость от входных данных). В данном случае не выполняется третье условие – условие устойчивости. В 3-м разделе на примере будет показано, как малым изменениям входных данных соответствуют большие отклонения в решении обратной задачи.

А.Н. Тихоновым было введено новое понятие условной корректности [170], в котором сужается класс допустимых решений, и речь идёт не просто о решении, а о решении, принадлежащем некоторому классу. Таким образом, в некоторых случаях достигается устойчивость получаемых решений.

Задача называется условно корректной (или корректно поставленной по Тихонову), если:

- 1) априори известно, что решение задачи существует в некотором классе;

- 2) в этом классе решение единственно;
- 3) решение задачи непрерывно зависит от входных данных.

Методы решения некорректных задач, опирающиеся на сужение множества возможных решений, ограничены в применении, т.к. часто приходится иметь дело с существенно некорректными задачами. А.Н. Тихоновым был предложен метод решения условно корректных задач, получивший название метода регуляризации Тихонова [170]. Он основан на переходе от исходного уравнения к задаче минимизации функционала с дополнительным стабилизируемым слагаемым. Анализ идентифицируемости СРП как корректности в смысле Тихонова проведён в [180].

Методы решения ОЗТ могут быть разделены на детерминированные и вероятностные или стохастические, которые опираются на положения теории вероятностей и используют случайную информацию. Каждый из этих классов в свою очередь можно разбить на прямые (методы обращения моделей) [170] и экстремальные [5]. Экстремальные методы включают методы минимизации, регуляризации и аппроксимации. Они предполагают наличие функционала, оценивающего величину отклонения (невязку) расчётных данных от экспериментальных.

В [120] предлагается способ идентификации переменных во времени коэффициентов теплоотдачи для нестационарной задачи нелинейной теплопроводности методом оптимальной динамической фильтрации. Используемый здесь алгоритм дискретного фильтра Калмана предполагает возможность оценивать расширенный вектор состояния, что вызвано спецификой решения обратной задачи, в которой наряду с идентификацией граничных условий происходит параллельная реконструкция температурного поля.

В [12] для идентификации коэффициента теплоотдачи предлагаются метод точной подгонки, метод регрессии и метод функциональной аппроксимации.

В [119] рассматриваются различные методы решения задач параметрической идентификации:

1) метод автоматизированного подбора КТ при помощи аналоговых средств, например, устройств, в которых тепловой процесс моделируется аналогичным электрическим процессом;

2) способ идентификации граничных условий при большой интенсивности теплообмена путём определения фиктивного коэффициента теплоотдачи α_φ (или фиктивного внешнего термического сопротивления $1/\alpha_\varphi$) на некоторой условной границе, находящейся на расстоянии δ от поверхности;

3) способ определения КТ в виде кусочно-постоянной функции методом итераций.

Решение обратных задач тепломассопереноса для непрерывной разливки стали осложняется наличием фазового перехода. Постановки нестационарных обратных задач теплопроводности с учётом фазового перехода были выполнены в [18 – 20].

В [176] рассматриваются алгоритмы начальной настройки КТ как распределённого параметра, когда в распоряжении имеется достаточно большое количество точек, в которых измеряется температура на поверхности слитка, и оперативной настройки, когда температура измеряется только в одной точке на поверхности.

Кроме математических существуют также инженерные методы определения параметров внешнего теплообмена (теплового потока, коэффициента конвективной теплоотдачи, коэффициента лучистой теплоотдачи или комплексного коэффициента теплоотдачи) [1, 92, 104, 167, 200, 201, 239, 289, 303]. Например, в [1] массив конвективных коэффициентов теплоотдачи обрабатывается в виде функции:

$$\bar{\alpha}_{j,m} = f(v, L_j), \quad (1.39)$$

где v – скорость разливки, L_j – расстояние от мениска металла до середины j -ой зоны охлаждения.

При переходных режимах используется зависимость:

$$\alpha_j(\tau) = \alpha_{1j} + (\alpha_{2j} - \alpha_{1j}) \cdot \left[1 - \left(\frac{\tau'' - \tau}{\tau_{\Pi}} \right)^k \right]^{\frac{1}{k}}, \quad (1.40)$$

$$\tau_{\Pi} = \tau'' - \tau', \text{ при } \tau' \leq \tau \leq \tau''$$

где $k=1,5$ – при снижении скорости; $k=1,25$ – при повышении скорости; τ' и τ'' – время начала и конца переходного процесса.

Однако инженерные методы имеют слишком узкое применение, поэтому в последнее время все более широкое распространение получают методы идентификации путем решения обратных задач.

1.5.2. Моделирование температурного поля непрерывного слитка для различных параметров форсуночного охлаждения

При проектировании машины непрерывного литья заготовок (МНЛЗ) возникает задача выбора типов форсунок, подающих водо-воздушную смесь, и способа их расстановки в зоне вторичного охлаждения (ЗВО). Требуется подобрать параметры форсуночного охлаждения таким образом, чтобы свести к минимуму температурные напряжения, вызванные неравномерным охлаждением слитка.

В [189] рассмотрены особенности распределения плотности орошения на поверхности слябовой заготовки в ЗВО и предлагаются возможные пути повышения равномерности теплоотвода с целью уменьшения вероятности трещинообразования. Однако при современных возможностях вычислительной техники наиболее привлекательным путем для решения задачи минимизации температурных напряжений в затвердевающей корочке непрерывного слитка является математическое моделирование.

Для вычисления температурных напряжений необходимо знание температурного поля непрерывного слитка. Поле температур может быть вычислено по математической модели квазистационарного или нестационарного

процесса теплопереноса с наличием конвективной составляющей при известных теплофизических параметрах разливаемой марки металла, температуре поступающего расплава, конструктивных параметрах МНЛЗ, скорости вытягивания слитка и коэффициентах теплоотдачи в ЗВО. Коэффициенты теплоотдачи в данном случае представляют наибольшую неопределенность, в то же время их изучению посвящено достаточно большое число работ.

Исследования распределений коэффициента теплоотдачи (КТ) вдоль всей поверхности слитка при различных скоростях вытягивания слитка и для различных типов форсунок проводимые в последнее время в Heat Transfer and Fluid Flow Laboratory Технического Университета Брно (Чехия) представлены в [312]. Известно, что наибольший теплоотвод от поверхности слитка осуществляется на участках, накрываемых факелом форсунки. Методы определения КТ описаны, например, в [229, 244, 291, 305].

Производители форсунок, такие как, например, фирма Lechler, также проводят лабораторные исследования и предоставляют данные о распределении КТ в зависимости от расстояния между форсункой и поверхностью слитка, расхода воды и давления воздуха для различных типов форсунок.

Разработанная данной фирмой «Siemens-VAI» конструкция зоны вторичного охлаждения «SIMETAL 3D Sprays» [143] предусматривает возможность точного позиционирования форсунок в зависимости от текущих параметров режима разливки, что фактически переносит проблему выбора позиций форсунок с этапа конструирования на этап эксплуатации. Таким образом, возможность перемещения форсунок во время процесса разливки ведёт к задаче прогнозного моделирования для вычисления оптимальных параметров форсуночного охлаждения и регулирования их в режиме реального времени.

1.5.3. Критерий оптимальности размещения форсунок

Схема размещения форсунок в ЗВО существенным образом влияет на величины термических напряжений в непрерывном слитке. Необходима методика минимизации термических напряжений в непрерывнолитом слябе путем оптимизации вторичного охлаждения за счет подбора типов и способа расстановки форсунок.

Для оценки возникающих термических напряжений применяется метод математического моделирования [187]. Чтобы решать задачу оптимального с точки зрения минимизации термических напряжений размещения форсунок в ЗВО, необходимо оценить возможные влияния расположения форсунок на различные компоненты тензора напряжений и выработать критерий оптимальности.

Важно отметить, что не все компоненты тензора термических напряжений могут быть минимизированы. Нормальная составляющая термических напряжений связана с нормальной составляющей градиента температуры, направленной перпендикулярно к поверхности непрерывнолитой заготовки (НЛЗ). Эта составляющая градиента температуры определяется плотностью отводимого от сляба теплового потока и не может быть уменьшена без пропорционального уменьшения скорости кристаллизации и, соответственно, производительности УНРС.

Продольная касательная (т.е. направленная по поверхности сляба вдоль оси разливки) составляющая термических напряжений связана с наличием на поверхности сляба продольного градиента температуры. Эта компонента градиента температуры определяется в первую очередь несплошностью вторичного охлаждения, поскольку факелы форсунок не образуют непрерывного поля по длине УНРС, а разделяются роликами. В отличие от нормальной касательная продольная компонента градиента температуры может быть сокращена без ущерба для скорости разливки. В частности, в [230] описан способ сокращения этой компоненты термических напряжений. Замена плоскофакельных

форсунок на объёмнофакельные в сочетании с приближением сопел форсунок к слитку позволяет увеличить толщину факелов или протяженность пятна орошения в направлении разливки, что сокращает градиент температуры в продольном направлении. Однако без радикальных изменений в конструкции поддержки непрерывнолитого сляба, без отказа от роликовой проводки, продольные касательные термические напряжения не могут быть сведены к нулю.

Касательная поперечная (т.е. направленная по поверхности сляба поперек оси разливки) компонента термических напряжений связана с поперечной составляющей градиента температуры, возникающей исключительно вследствие несовершенства форсунок ЗВО, т.е. неоптимального распределения коэффициента теплоотдачи (КТ) по ширине сляба. Минимизация касательной поперечной составляющей градиента температуры вполне осуществима без сокращения скорости разливки и никак не связана с изменениями в конструкции поддержки непрерывного слитка. Именно уменьшению термических напряжений, связанных с поперечной касательной составляющей градиента температуры, путем подбора оптимальных форсунок и оптимальных способов их расстановки и посвящена данная работа.

Поперечная касательная компонента градиента температуры максимальна там, где наиболее велика интенсивность охлаждения, т.е. в плоскостях факелов форсунок или, что то же самое, в серединах межроликовых зазоров. Поэтому задача минимизации этой компоненты градиента температуры сводится к обеспечению постоянной температуры по периметру каждого поперечного сечения сляба, расположенного в плоскостях осей форсунок, а оптимальным следует считать такое распределение КТ по периметру сечения, которое обеспечивает постоянную по периметру температуру.

В [154] соответствующий критерий оптимальности формулируется следующим образом. Пусть по поверхности заготовки перпендикулярно направлению её движения проведена условная линия. Температуру поверхности заготовки вдоль этой линии определяют как поперечный тепловой профиль грани. Рассматривают поперечный тепловой профиль в дискретном виде как набор

температур в точках x_i , $i = 1 \dots n$, n – количество расчетных точек на линии. С технологической точки зрения к поперечному тепловому профилю грани выдвигаются следующие требования: минимальное значение величины абсолютных перепадов температуры на единицу длины поверхности заготовки; симметричность теплового профиля относительно середины грани. Математическая модель дополнена требованием к температурному профилю поверхности заготовки, которое в формализованной форме имеет вид [154]

$$J = A_1 \cdot \frac{\sum_{i=1}^m \left(t_i - \frac{\sum_{i=1}^m T_i}{m-l+1} \right)^2}{\left(\frac{\sum_{i=1}^m T_i}{m-l+1} \right)^2} + A_2 \left| \frac{\frac{\sum_{i=1}^n T_i x_i}{\sum_{i=1}^n T_i} - \frac{w}{2}}{w} \right|, \quad (1.41)$$

где A_1 , A_2 – весовые коэффициенты, подбираемые эмпирически, w – ширина слитка. Первое слагаемое оценивает суммарное отклонение температур от среднего значения температуры в точках профиля за исключением областей углов заготовки (учтено индексами m , l) и таким образом характеризует равномерность теплового профиля (рис.1.12).

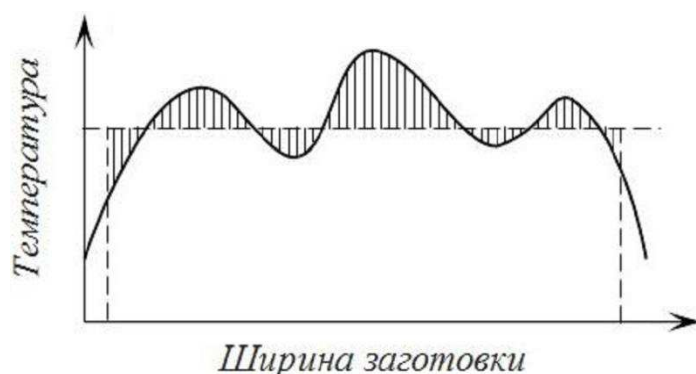


Рисунок 1.12. Графический смысл значения первого слагаемого критерия J .

Второе слагаемое характеризует симметричность температурного профиля относительно центра грани путем представления температуры в точках как их массы и вычисления смещения центра «тепловой» массы [154] относительно середины грани (рис. 1.13).

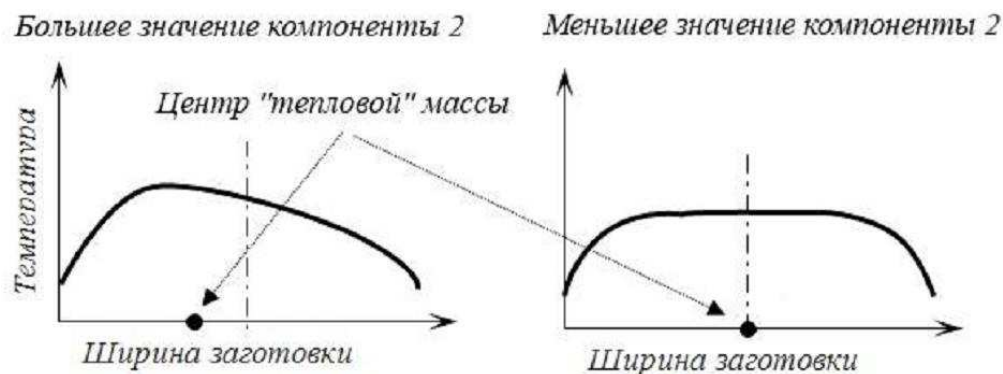


Рисунок 1.13. Графический смысл значения второго слагаемого критерия J .

Из (4) получена целевая функция и выполнена постановка задачи оптимизации для поиска положения форсунок в секциях вторичного охлаждения следующим образом.

Пусть все секции вторичного охлаждения содержат K рядов форсунок, в каждом k -м ряду содержится n_k форсунок и их положение задано вектором координат $X_k(x_{k1}, x_{k2}, \dots, x_{kn_k})$. Обозначим z_k позицию выхода из зоны действия k -го ряда (рис. 1.14), $T_{z_k}(t_{1z_k}, t_{2z_k}, \dots, t_{mz_k})$ – вектор температур точек поперечного теплового профиля в позиции z_k , m – частота дискретизации по ширине заготовки, w – ширина заготовки. Тогда задача оптимизации принимает вид: требуется найти такое множество векторов $X = \{X_1 \dots X_K\}$, каждый элемент которого представляет собой вектор координат форсунок в одном межроликовом пространстве, координаты форсунок являются аргументами функции температуры заготовки, удовлетворяющей решению задачи нахождения поля температур заготовки (в данном случае предлагается методика определение коэффициента теплоотдачи под форсунками [300]), для которых выполняется комплексный критерий

$$J(T_{z_k}(X_k)) \rightarrow \min, 1 \leq k \leq K \quad (1.42)$$

при выполнении ограничений соответствующих условию упорядоченности форсунок и недопущению попадания распыляемой ими водо-воздушной смеси в определённые области углов слитка.

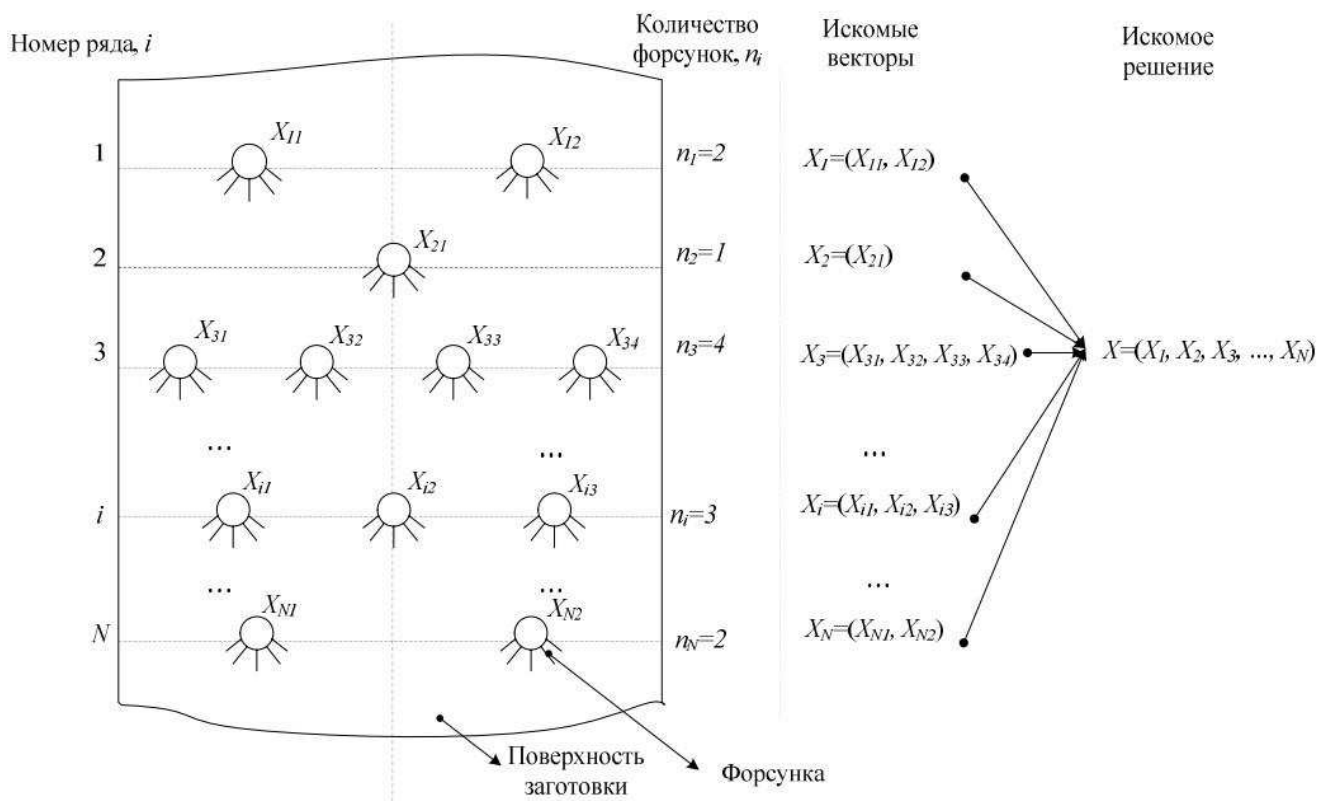


Рисунок 1. 14. Схема формирования решения задачи оптимизации [154]

Таким образом, при помощи аппарата математического моделирования и современных возможностях вычислительной техники появляется возможность решения задачи минимизации термических напряжений в затвердевающей корочке непрерывного слитка.

1.6. Современные подходы к эффективному управлению тепло-техническими процессами в зоне вторичного охлаждения МНЛЗ

Основной технологической функцией зоны вторичного охлаждения (ЗВО) машины непрерывного литья заготовок (МНЛЗ) является обеспечение условий для продолжения затвердевания заготовки после кристаллизатора при достижении заданного уровня качества. ЗВО должна соответствовать следующим технологическим требованиям [158]:

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

Одним из основных направлений развития технологий непрерывной разливки стали является совершенствование АСУ ТП МНЛЗ [35]. Задача управления теплотехническими процессами систем производства непрерывнолитой заготовки и ее тепловой обработки в общем случае состоит из двух важнейших составляющих [174]:

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

1.6.1. Определение рациональных теплофизических параметров работы ЗВО

Для получения качественной заготовки в первую очередь необходимо избегать переходов температур через температуры фазовых превращений

кристаллических решеток (рис. 1.15), поскольку этот процесс сопровождается резкой сменой объёма и может вызывать растрескивание.

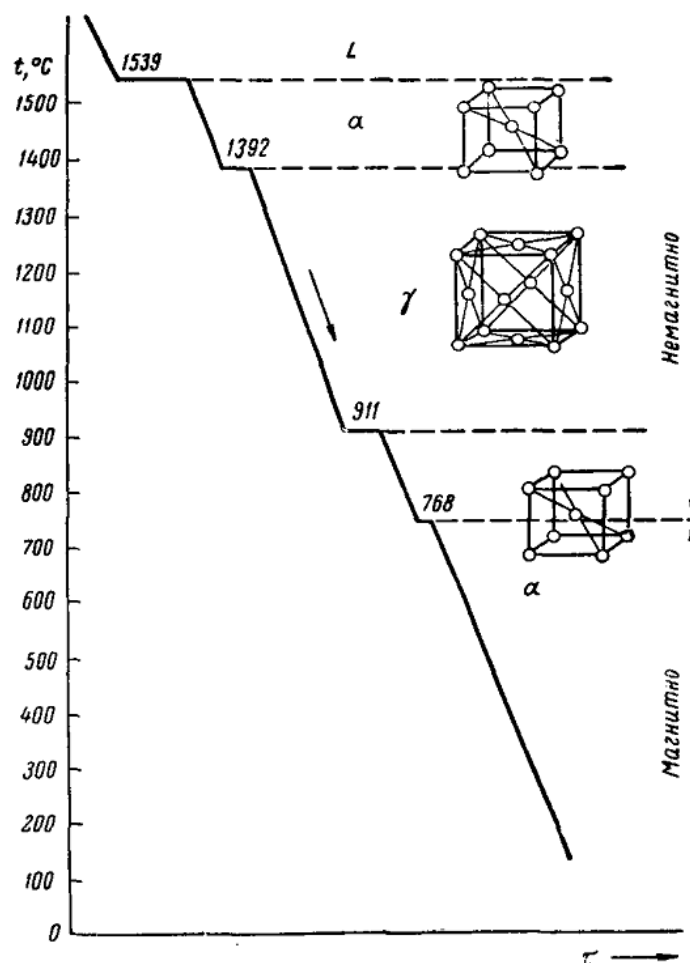


Рисунок 1. 15. Фазовые превращения кристаллических решёток при охлаждении железа [52].

Традиционно рациональными принято считать такой набор параметров вторичного охлаждения, при котором температура поверхности заготовки при её перемещении в ЗВО либо остается неизменной, либо незначительно снижается [158]. 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 $1000-1100^\circ\text{C}$. Конкретный выбор рационального уровня температуры зависит от марки стали, типа МНЛЗ и т.д.

В работе [167] предложена аналитическая методика, позволяющая определить рациональные параметры вторичного охлаждения для слябовых МНЛЗ, установление которых обеспечит равный темп спада температуры по толщине затвердевшей заготовки. В основе методики лежит упрощенное решение обратной задачи теплопроводности. В работе [22] предложен аналогичный вариант аналитического способа для определения оптимального распределения интенсивности вторичного охлаждения сортовой МНЛЗ. Суть его заключается в установлении такого распределения интенсивности теплоотдачи по поверхности заготовки в ЗВО, при котором тепловой поток, отводимый от поверхности расчетного сечения заготовки в каждый момент времени, равняется 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:

$$q(\tau) = \frac{\frac{k}{2\sqrt{\tau}} \cdot (a - 2k\sqrt{\tau}) \rho_{\text{ж}} \cdot \mu}{a} + \frac{[a^2 - (a - 2k\sqrt{\tau})^2] \cdot \rho_{\text{т}} \cdot c_{\text{м}} \cdot \Delta t}{4a} \quad (1.43)$$

где k – коэффициент затвердевания, $\text{м} \cdot \text{с}^{-0,5}$; a – ширина грани заготовки, м ; μ – теплота затвердевания стали, Дж/кг ; $\rho_{\text{ж}}$ – плотность жидкого металла, кг/м^3 ; $\rho_{\text{т}}$ – плотность затвердевшего металла, кг/м^3 ; $c_{\text{м}}$ – средняя теплоемкость затвердевшего металла, $\text{Дж/(кг} \cdot \text{К)}$; Δt – заданная скорость спада среднемассовой температуры металла в ЗВО, К/с .

В работе [57] показано эффективное использование статистической модели для определения рациональных параметров охлаждения и температурно-скоростных режимов непрерывной разливки, основанное на использовании данных о сочетании параметров вторичного охлаждения, при которых на этом участке технологической оси МНЛЗ были получены удовлетворительные показатели качества макроструктуры и темп затвердевания.

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 [174]. Пример использования такого метода для получения заданного теплового состояния заготовки в ЗВО представлен на рис. 1.16 [78]. 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.

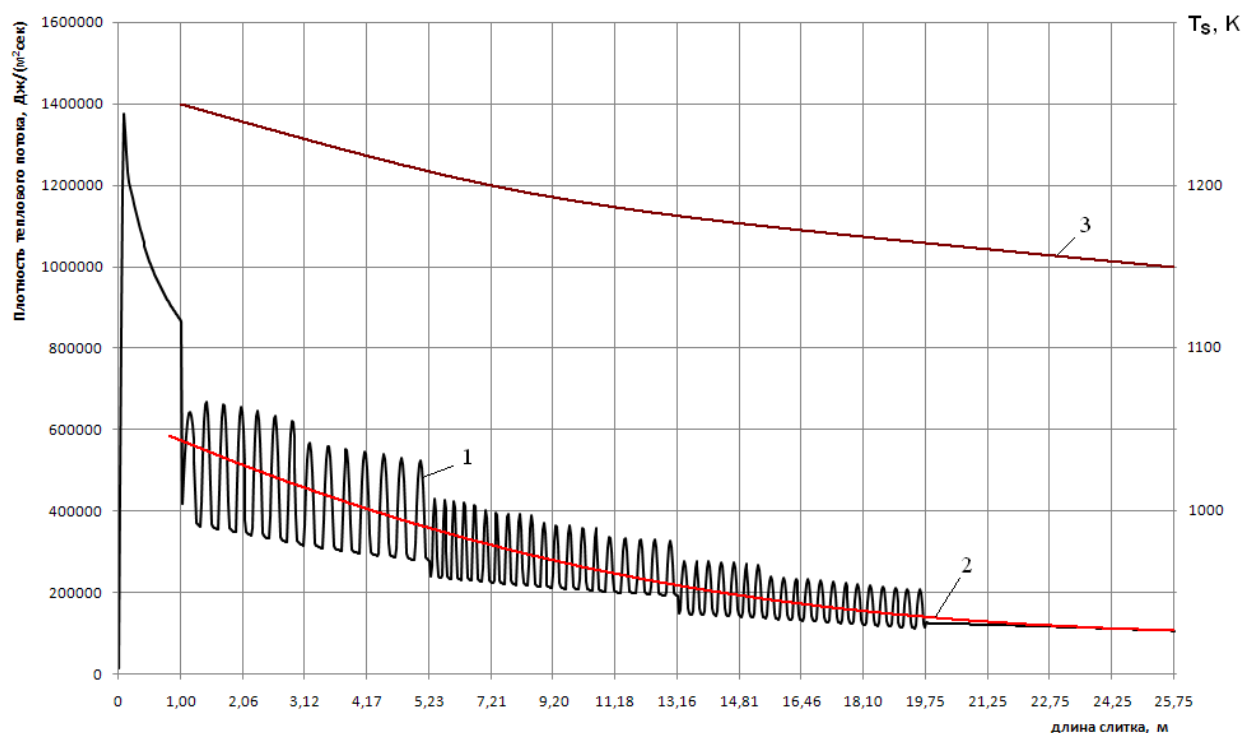


Рисунок 1.16. Теплоотвод от слитка и температура поверхности. 1 – плотность теплового потока в установившемся режиме функционирования МНЛЗ по технологической инструкции, 2 – рекомендуемая средняя величина теплоотвода, 3 – соответствующая (2) рекомендуемая средняя температура поверхности слитка.

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

$$G = a_0 + a_1 v + a_2 v^2 \quad (1.44)$$

где a_0 , a_1 , a_2 – коэффициенты полинома (определяются в результате обработки статистического материала или результатов численных экспериментов), v – скорость разливки.

Для корректного задания граничных условий теплообмена необходимо наличие однозначной связи между коэффициентами теплоотдачи от поверхности заготовки в ЗВО и параметрами вторичного охлаждения. Для характеристики работы ЗВО в настоящее время используются различные величины: плотность орошения g_f , м³/(м²·ч), расход охладителя G , л/мин, удельный расход охладителя g , л/кг. Плотность орошения ранее было принято использовать для определения усредненных значений коэффициентов теплоотдачи в секторах ЗВО [174]. В практике слабовых МНЛЗ в основном оперируют с величиной расхода воды на каждый сектор, которая либо вычисляется в рамках алгоритма управления, либо вводится технологом вручную на основании его опыта. Удельный расход охладителя удобен для анализа режима охлаждения (мягкое, жесткое). Особое внимание использованию этой величины уделено в работе [57]. Одной из самых простых и типичных зависимостей для установления связи коэффициентом теплоотдачи и параметрами охлаждения является выражение:

$$\alpha = k \cdot g_f \quad (1.45)$$

Значения коэффициентов в выражениях типа (1.45) зависят от характеристик форсунок и параметров истечения охладителя. Одним из методов определения коэффициентов теплоотдачи форсунок является метод «подвижной форсунки»

[208]. Набор зависимостей для взаимного пересчета всех параметров вторичного охлаждения приведен в работе [22].

1.6.2. Критерии качества непрерывного слитка

Понятие «качество металла» складывается из большого числа характеристик структуры слитка, точности геометрических размеров, технологических, физических и химических свойств.

Для анализа напряженно-деформированного состояния непрерывнолитой заготовки необходимо располагать информацией о распределении не только температуры внутри слитка, но и о градиентах (величинах частных производных) температурного поля.

Образование трещин в затвердевшем металле может произойти тогда, когда выполняется хотя бы одно из следующих соотношений [1, 10, 78, 81]:

$$\sigma > \sigma_{\text{доп}}, \quad \varepsilon > \varepsilon_{\text{доп}}, \quad \varepsilon' > \varepsilon'_{\text{доп}}, \quad (1.46)$$

где σ , ε , ε' – текущие значения напряжения, деформации или скорости деформации для какой-либо области заготовки, определенные на основе анализа ее напряженно-деформированного состояния; $\sigma_{\text{доп}}$, $\varepsilon_{\text{доп}}$, $\varepsilon'_{\text{доп}}$ – предельно допустимые значения напряжения, деформации или скорости деформации для какой-либо области заготовки, определенные для заданного химического состава металла и локальной температуры. Для расчёта этих величин требуется информация о распределении температуры внутри слитка и о градиентах температурного поля, а также информация о скорости изменения температуры и градиентов во времени [64].

В [79, 80] для анализа напряженно-деформированного состояния и оптимального управления режимами охлаждения МНЛЗ предлагается использовать следующие критерии качества.

Первый критерий, который определяет равномерность теплоотвода в поперечном сечении внутри затвердевшей корочки формулируется так:

$$J_1 = \int_0^H \int_{\xi}^a \int_{\xi}^b \sqrt{T_x^2 + T_y^2} dx dy dz \quad (1.47)$$

где H – длина рассматриваемого участка, a, b – размеры поперечного сечения слитка, ξ – положение границы раздела фаз в трёхмерной модели, T_x, T_y , – частные производные температуры по направлениям перпендикулярным оси слитка.

Второй критерий

$$J_2 = \int_0^H \int_{\xi}^a \int_{\xi}^b |T_{xz}| dx dy dz \quad (1.48)$$

вводится исходя из рекомендаций о желательной приближительной прямолинейности распределения кривых температуры в продольном сечении затвердевающей части слитка.

Третий критерий

$$J_3 = \iint_S |T_z| dS, \quad (1.49)$$

определяет интенсивность продольного переноса тепла на боковой поверхности (S – площадь продольного сечения).

Предполагается, что слитки, температурные поля которых характеризуются меньшими значениями критериев, обладают более высоким качеством.

Однако в настоящем диссертационном исследовании будет показано, что в отличие от кристаллизатора, для ЗВО такая формулировка допускает резкие локальные увеличения значений производных, которые практически не отразятся на значении интеграла, но при этом будут крайне нежелательны с точки зрения условий формирования качественного слитка.

Таким образом, необходима выработка новых критериев качества непрерывного слитка, соответствующих требованиям, предъявляемым к параметрам теплового процесса, который обеспечивает получение качественной

металлургической продукции, а также достаточно хорошо реагирующих на изменение управляющих параметров процесса разлива.

1.6.3. Управление расходами охлаждающей воды в ЗВО

В настоящее время для решения задачи определения расходов охлаждающей воды в ЗВО МНЛЗ используются два метода управления: разомкнутое и динамическое, которое также в подавляющем большинстве случаев является разомкнутым, если не использует данные измерений текущего состояния управляемых параметров.

Разомкнутое управление означает, что в процессе управления не учитываются выходные данные, алгоритм управления строится только на основе заранее заданного правила реагирования на входящие сигналы, и в последующем не корректируется в зависимости от фактических значений управляемых параметров.

Алгоритмы разомкнутого управления предполагают установку расходов воды во всех секциях ЗВО в зависимости от текущей скорости разлива. Важнейшим этапом разработки такого алгоритма является экспериментальный подбор значений управляющих воздействий в зависимости от возмущающих параметров. Как правило, разработчики МНЛЗ определяют величины управляющих воздействий для различных скоростей вытягивания слитка в установившемся режиме.

Примером экспериментально подобранного алгоритма разомкнутого управления является инструкция по режимам охлаждения для АСУ МНЛЗ, представленная на рис. 1.17. В ней для определенной группы марок сталей даны графики расходов воды на каждую секцию ЗВО в зависимости от скорости вытягивания слитка.

Поскольку в таком виде разомкнутое управление дает низкое качество при переходных режимах, в настоящее время ведется активная разработка алгоритмов динамического управления.

Динамическим (здесь идёт речь только о работах, касающихся вторичного охлаждения МНЛЗ) называют управление, когда некоторым образом определяется положение участков с различными показателями одной и той же характеристики теплового поля (например, средний теплоотвод или среднемассовая температура), и, в зависимости от этого, регулируется расход воды в соответствующей секции.

В [123] описан алгоритм, основанный на вычислении средней скорости перемещения слитка для каждой секции ЗВО. На основании этой информации вносится корректировка в расходы воды, определённые алгоритмом разомкнутого управления.

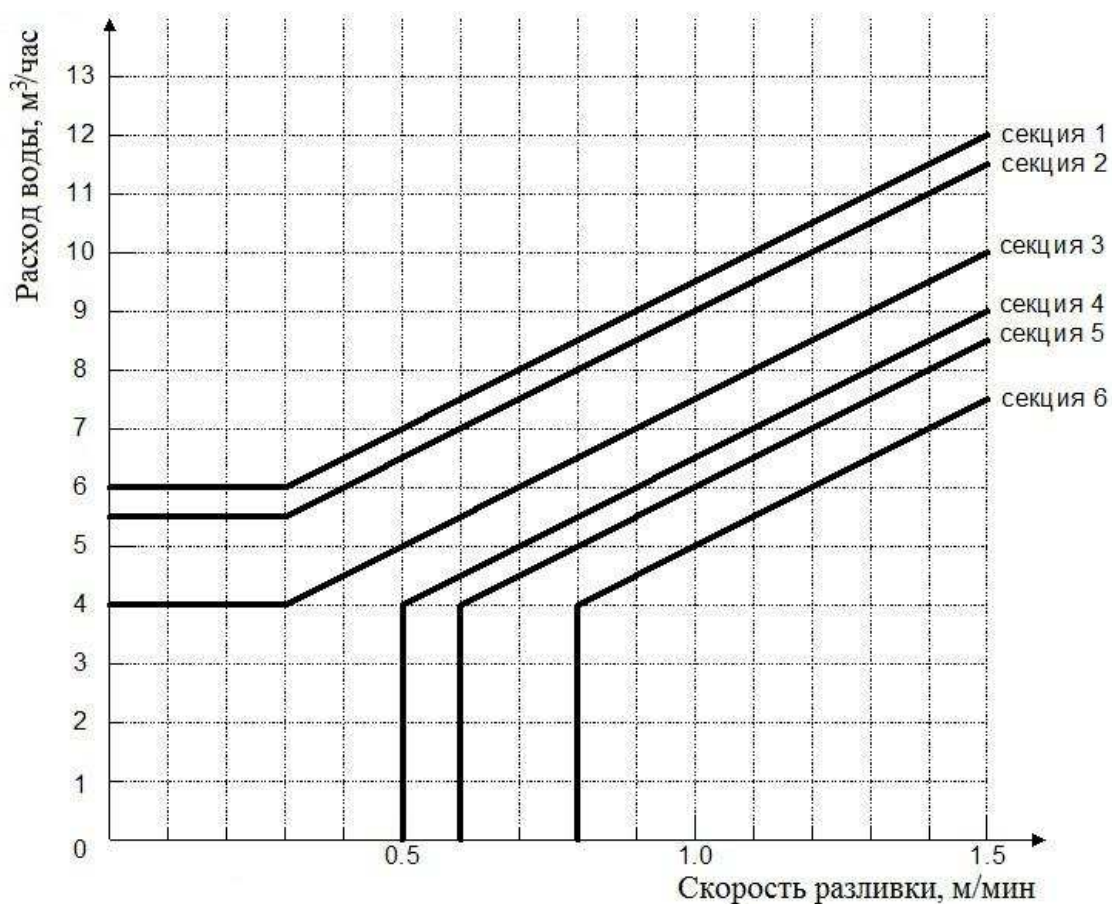


Рисунок 1.17. Пример из технологической инструкции по установлению расходов охлаждающей воды в зависимости от скорости разливки.

ООО «Уралмаш-Метоборудование» разработана система управления качеством заготовок включающая подсистему «Динамическая система вторичного охлаждения (ДСВО)» [2]. Система ДСВО, основанная на модели «EKSPRESS», поддерживает температурный профиль заготовки вдоль технологического канала МНЛЗ, отслеживает толщину корки и глубину жидкой лунки в динамических режимах работы машины. Быстродействие достигается за счет того, что определение температуры производится без решения дифференциального уравнения на каждом шаге срабатывания системы.

В [342] предложен следующий алгоритм: температура слитка вычисляется по одномерной модели теплопроводности, после чего по разности заданной и вычисленной температур производится корректировка расхода охлаждающей воды на основе пропорционально-интегрального закона регулирования.

В [22] предложена модификация данного метода, согласно которой определяется разность не заданной и рассчитанной температур в какой-либо области заготовки, а заданной и измеренной температур поверхности заготовки в конце секторов ЗВО. В основе реализации метода лежит следующая логическая цепочка:

– на основании величины разности температур из рассмотрения теплового баланса корочки затвердевшего металла в пределах рассматриваемого сектора определяется корректирующую плотность теплового потока:

$$\Delta q = \frac{\Delta T}{2} \cdot \delta_{\text{ср}} \cdot \rho \cdot c \cdot \frac{v}{L_s} \quad (1.50)$$

где L_s – длина рассматриваемого сектора; $\delta_{\text{ср}}$ – средняя толщина корочки металла в пределах рассматриваемого сектора; ρ , c – плотность и теплоемкость металла твердой корочки соответственно; v – скорость разливки металла;

– при помощи закона Ньютона-Рихмана осуществляется переход от корректирующей плотности теплового потока к добавочному значению коэффициента теплоотдачи, а от него к корректирующему значению плотности орошения Δg_f и расхода воды на сектор;

– от корректирующей плотности орошения при помощи формул переходят к корректирующему расходу воды на сектор.

Для реализации такого метода управления в комплекте измерительных средств АСУ ТП МНЛЗ должны присутствовать приборы для измерения температуры поверхности заготовки. Как правило, такие измерения реализуются при помощи пирометров, установленных между секторами ЗВО. При использовании пирометров важным является вопрос минимизации погрешности измерения температуры (измеряется условная температура, соответствующая абсолютно черному телу) и её 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). 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 малого расстояния между соседними ручьями. Поэтому можно установить пирометры напротив граней малого и большого радиуса или же ограничиться их установкой напротив грани малого радиуса.

Также важной задачей управления тепловыми процессами в ЗВО представляется оперативная идентификация гидравлического состояния секторов ЗВО. При отклонении названных параметров от нормы, например, при засорении форсунок изменяется общее теплосодержание формирующейся заготовки и возникает существенная неравномерность её температурного поля. Некоторые возможные аспекты влияния засорения форсунок и смещения охлаждающих коллекторов на температурное поле формирующейся сортовой заготовки проанализированы в работе [208].

В ней также предложен метод прогнозирования количества засоренных форсунок работающей МНЛЗ, в основе которого лежит построение семейства

напорно-расходных характеристик для каждого сектора, представленного кривыми, соответствующими разному количеству открытых форсунок и идентификации в этой области точки с текущими координатами давления и расхода воды на сектор (P, Q). При этом определяется, какая кривая наиболее приближена к данной точке, что служит указанием на количество засоренных форсунок (рис. 1.18).

Таким образом, для определения рациональных параметров вторичного охлаждения, позволяющих достигать заданное тепловое состояние формирующейся заготовки с достаточной эффективностью могут быть использованы аналитические и статистические методы, однако в настоящее время наибольшее распространение получил метод математического моделирования. При этом обычно проводятся объемные серии численных экспериментов с вариацией параметров вторичного охлаждения и анализом температурного поля заготовок, выбираются лучшие наборы параметров охлаждения и производится их обработка методами статистики.

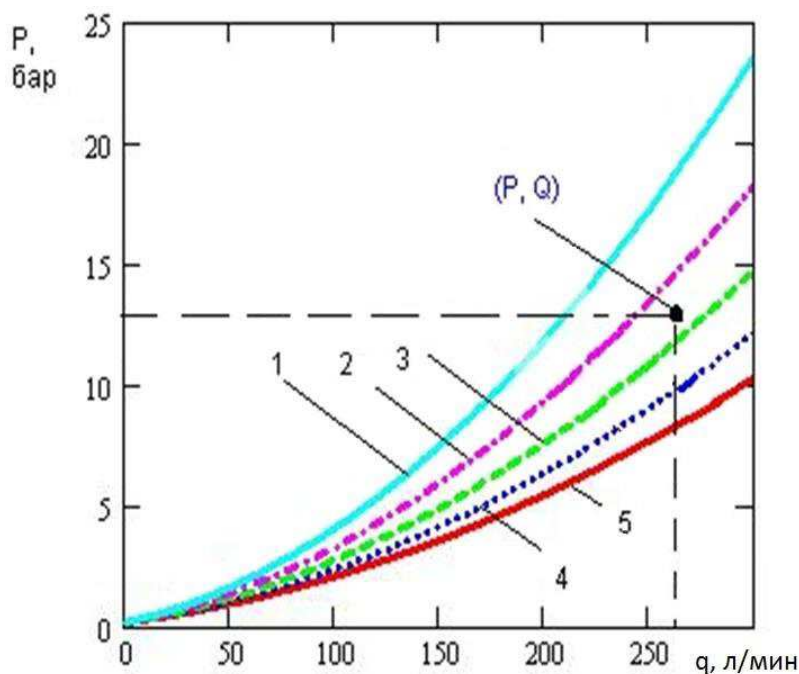


Рисунок 1.18. Семейство напорно-расходных характеристик сектора ЗВО для различного количества работающих форсунок. 1 – 40 форсунок; 2 – 45; 3 – 50; 4 – 65; 5 – 72

Для управления расходами охлаждающей воды в ЗВО в настоящее время наиболее точным и эффективным является метод прогнозного управления. Его

преимущества: возможность максимально строгого соблюдения температурного режима непрерывного слитка, возможность имитационного моделирования на этапе проектирования МНЛЗ и разработки САУ вторичным охлаждением. К его проблемам можно отнести сложность разработки математической модели, сложность калибровки модели и задачу обеспечения такой скорости расчетов по модели, которая позволит функционировать алгоритму прогнозного управления в режиме реального времени.

Важным направлением является оперативная диагностика гидравлического состояния секторов ЗВО, которая может выполняться с использованием концепции семейства напорно-расходных характеристик секторов вторичного охлаждения и идентификацией положения рабочей точки с координатами расхода и давления охладителя.

1.7. Методы изучения закономерностей образования макроструктуры непрерывного слитка

Структура непрерывного слитка является определяющим показателем для определения качества заготовки или профиля для дальнейшей обработки давлением (прокаткой, ковкой, прессованием). Свойства слитка (пластичность, прочность и т. п.) находятся в прямой зависимости от его структуры, которая определяется условиями разливки и кристаллизации металла.

В непрерывнолитой заготовке выделяют следующие основные структурные зоны (рис. 1.19): корковая (зона мелких равноосных кристаллов, которая образуется при интенсивном отводе тепла в первый момент касания жидкого металла стенок кристаллизатора [84]); зона столбчатых кристаллов (или дендритов, может подразделяться на части, содержащие мелкие и крупные кристаллы, которые растут от корковой зоны в направлении противоположном отводу тепла (рис 1.20); зона неориентированных равноосных кристаллов; монокристалл (может располагаться вдоль оси слитка (рис. 1.21)).

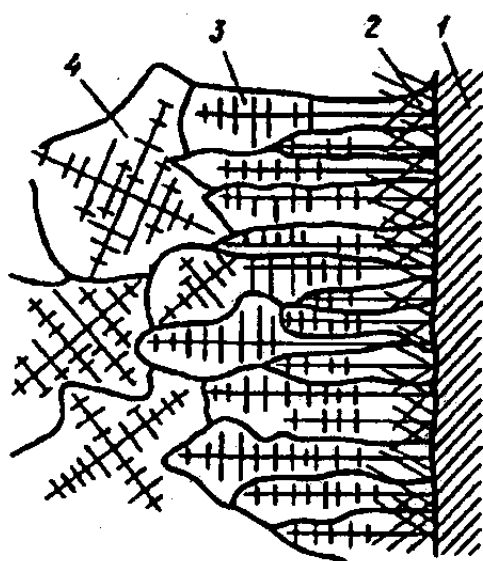


Рисунок 1.19. Макроструктура непрерывного слитка. 1 - стенка кристаллизатора, 2 - мелкие равноосные кристаллы (корковая зона), 3 - столбчатые кристаллы (дендриты), 4 - равноосные неориентированные кристаллы [95].

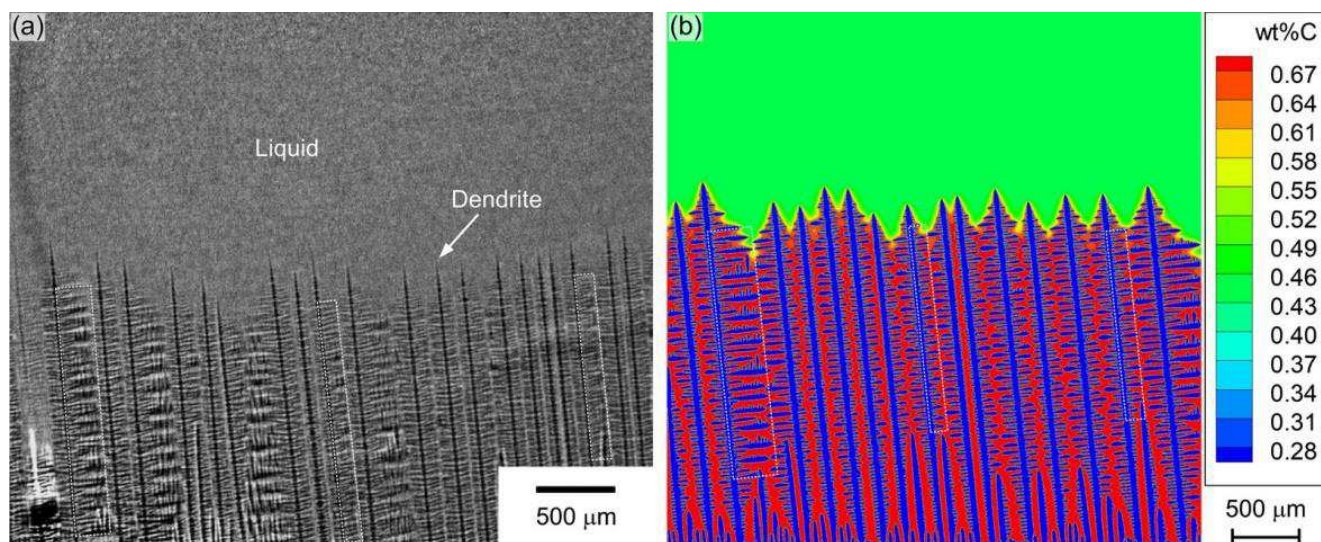


Рисунок 1.20. Формирование крупных и мелких столбчатых кристаллов (дендритов) в стальном слитке [330]



Рисунок 1. 21. Формирование монокристалла в макроструктуре непрерывного слитка [306]

На макроструктуру непрерывных слитков существенное влияние оказывает его геометрические размеры, химический состав, температура заливаемого в кристаллизатор металла, скорость вытягивания слитка, интенсивность теплоотвода [85].

Установлено, что химический состав стали существенно влияет на протяженность зоны столбчатых кристаллов (дендритов) и зависит от содержания углерода [146, 193, 196]. Увеличение содержания углерода приводит [111] к увеличению зоны столбчатых кристаллов при одинаковых условиях разливки. Уменьшение поперечного размера непрерывного слитка при одинаковых условиях отвода тепла приводит к измельчению зерна в его соответствующих структурных зонах [146, 193, 196].

Процесс перераспределения примесей в кристаллизующемся слитке также существенно влияет на формирование его макроструктуры [129].

Зона столбчатых кристаллов и центральная зона равноосных неориентированных кристаллов имеют размеры различные как в поперечном, так и в продольном направлениях [11].

Многообразие формы и размеров получающихся фазовых структур определяется неравновесными процессами в окрестности границы фазового перехода. Достаточно полный обзор современного состояния исследований затвердевания дан в работе [212]. Там, в частности, рассматриваются вопросы устойчивости межфазной границы при формировании трехмерных дендритных структур, при направленном росте вершины дендритов и формировании боковых ветвей, устойчивость межфазной границы при ячеистой кристаллизации.

В работе [45] проанализирован режим движения двухфазной зоны в переохлажденный бинарный расплав с постоянной скоростью. Дан анализ уравнений двухфазной зоны и приведена аналитическая оценка температуры на границе двухфазной зоны с переохлажденным расплавом.

В рамках концепции понятия двухфазной зоны как конгломерата дендритов и расплава для описания кристаллизации металлов и сплавов использовались микроскопический и макроскопический подходы. Теория двухфазной зоны

кристаллизации металлов и сплавов была предложена В. Т. Борисовым и развита В. А. Журавлёвым в предположении сохранения устойчивости и термодинамического равновесия в двухфазной зоне [31, 60].

По мере роста толщины затвердевшего слоя слитка, температурный градиент у фронта затвердевания уменьшается, что приводит к расширению зоны двухфазного состояния. Экспериментальные исследования динамики развития двухфазной зоны и теоретический анализ роста дендритов в двухфазной области показывают, что в её пределах можно выделить две зоны: твёрдо-жидкую (с преобладанием твердой фазы) и жидко-твердую (с преобладанием жидкой фазы). Положение жидко-твердой зоны определяется “границей выливаемости”, то есть контуром оболочки, которая остается после выливания жидкой сердцевинки слитка [157].

Толщина зоны столбчатых кристаллов в значительной мере зависит от перегрева металла, так как чем больше перегрев металла, тем дольше градиент температур сохраняется от оси слитка к периферии и соответственно, тем дольше сохраняется направленность теплоотвода и тем больше протяженность зоны столбчатых кристаллов [308].

При кристаллизации переохлажденного расплава растущий центр вследствие морфологической неустойчивости его поверхности постепенно превращается в растущий двухфазный агрегат. Процесс выходит на стационарный режим, при котором фронт агрегата движется с постоянной скоростью, а около фронта формируется стационарная внутренняя структура [45].

В момент, когда температура жидкости у оси становится близкой к температуре её кристаллизации, градиент температур в жидкой сердцевине слитка становится близким нулю, и рост столбчатых кристаллов прекращается. Начинается формирование третьей структурной зоны слитка - зоны крупных, равноосных, неориентированных кристаллов. В литературе часто можно встретить утверждения, что незначительное переохлаждение жидкости вблизи фронта кристаллизации приводит к тому, что в этом слое может возникать небольшое количество зародышей кристаллизации, способных к росту, т.е.

происходит так называемая объемная кристаллизация. Эти кристаллы растут равномерно во всех направлениях и достигают большой величины, поскольку в своем росте они не мешают друг другу. Протяженность данной зоны растет с уменьшением температуры заливки [308].

Переход от зоны столбчатых кристаллов к неориентированным равноосным связан с величиной температурного градиента в жидкой части слитка у фронта затвердевания. Указанный переход происходит при достижении этим градиентом минимального значения. При увеличении скорости охлаждения протяженность зоны столбчатых кристаллов возрастает. Если же заливка металла производится при очень низкой температуре, то зона столбчатых кристаллов практически не образуется [157].

Традиционно выделение зон затвердевания производится по теоретической модели связанной с характеристикой поведения раздела фаз жидкий-твёрдый металл и возможными участками переохлаждения [246]. Позднее была разработана теория учитывающая влияние конвекции на сегрегацию [236]. Вместе с тем известно, что структурные зоны в затвердевающем слитке формируются под действием механизмов направленной и ненаправленной кристаллизации [233, 332, 214, 338]. Последовательно температурное поле заготовки подвергалось детальному анализу [314, 233, 284, 266, 329, 343]. Моделирование поля температурных градиентов в кузнечном слитке было предложено как альтернативный метод определения структурных зон в [333]. Поле температурных градиентов моделируется по результатам вычисления поля температур [334].

Для непрерывной разливки могут быть рассмотрены два основных этапа: переходной процесс, в частности начало разливки, и установившийся квазистационарный режим. Очевидно, что переходной процесс начала непрерывной разливки достаточно близко соответствует разливке в изложницу [Бел85]. Следовательно, некоторое сравнение между процессами кристаллизации статичного и непрерывного слитков справедливо.

1.8. Постановка задач исследования

Поскольку требования к качеству непрерывнолитых заготовок как в чёрной, так и цветной металлургии растут с каждым годом, возникает ряд задач, связанных с максимально строгим соблюдением температурных режимов. Наилучшим инструментом для наблюдения поля температур непрерывнолитой заготовки и стенок кристаллизатора является математическое моделирование.

К настоящему времени разработано большое количество математических моделей кристаллизации слитка. Множество работ посвящено задаче Стефана, разработаны математические модели квазиравновесной двухфазной зоны с различными способами учёта доли твёрдой фазы в переходной двухфазной зоне и диффузии расплавленных компонент, а также модели, учитывающие динамику жидкого металла в расплавленной части слитка. Постоянно ведётся разработка новых моделей, как например, предложенная А.И. Бородиным в 2011-м году, модель определения положения двухфазной зоны методом введения в систему уравнений функции состава гетерогенной смеси и основанная на предположении постоянства температуры внутри двухфазной области. В связи с этим при решении конкретной практической задачи возникает проблема выбора структуры модели, в частности с соблюдением требований к прогнозным моделям. При этом также возникает задача разработки новых способов моделирования поля температур с наличием фазового перехода, снимающих проблемы ограничения шага по времени расчёта и неустойчивости при вычислении производных.

Процесс затвердевания слитка начинается в кристаллизаторе МНЛЗ, где тепловые процессы зависят в основном от скорости разливки, температуры поступающего расплава, расхода и нагрева охлаждающей воды и её распределения по каналам системы охлаждения, расхода шлакообразующей смеси, частоты качания кристаллизатора, уровня металла. Условия теплосъёма в кристаллизаторе также определяются его конструктивными параметрами и технологическими приёмами эксплуатации. Для увеличения производительности

МНЛЗ, снижения вероятности аварийных ситуаций и повышения качества заготовки необходимо проведение оперативной диагностики теплотехнических процессов, протекающих в кристаллизаторе. В настоящее время АСУ ТП практически всех МНЛЗ измеряют и регистрируют перепад температуры охлаждающей воды в кристаллизаторе. Таким образом, усреднённый тепловой поток определяется по перепаду температур охлаждающей воды на входе и выходе каналов кристаллизатора. Существует ряд систем, включающих функции оценки теплового состояния при помощи термодатчиков. Достаточно эффективным способом измерения температур в кристаллизаторе показали себя технологии, применяющие волоконные световоды. Метод контроля эффективной толщины газового зазора основан на углубленной расчетной интерпретации сигнала перепада температуры охлаждающей воды. Математическое моделирование процесса кристаллизации непрерывного слитка является одним из наиболее эффективных и перспективных инструментов исследования тепловых процессов в кристаллизаторе. Для определения температурного поля слитка в кристаллизаторе и стенок самого кристаллизатора разработано достаточно большое число различных по уровню сложности математических моделей. Однако для наблюдения за реальным технологическим процессом, а также для функционирования системы автоматического управления (САУ) необходима разработка математической модели температурного поля слитка и стенок кристаллизатора, которая позволит производить расчёт в несколько раз быстрее режима реального времени.

Поскольку совершенствование технологии обусловлено требованиями увеличения производительности при соблюдении высокого качества выпускаемой продукции, многие исследования процессов управления непрерывной разливкой стали посвящены управлению глубиной жидкой фазы или процессами, непосредственно зависящими от формы жидкой лунки (например, мягкого обжата). При этом возникает необходимость изучения реакции глубины и формы жидкой лунки на изменения других параметров процесса разлива. Кроме того, при разработке прогнозной модели нужно определить чувствительность

формы жидкой лунки к параметрам математической модели, которые в силу ограниченности информации могут быть заданы неточно. Информацию о степени влияния одних параметров изучаемой системы на другие дают функции чувствительности, для нахождения которых необходимо иметь соответствующие данные о рассматриваемой системе. Эти данные могут быть получены либо с помощью моделирования, либо путем непосредственных измерений на физической модели. Поскольку анализ чувствительности имеет особенно большое значение на этапе синтеза САУ, на практике функции чувствительности наиболее часто определяются по математической модели объекта. Следовательно, необходима модель, которая позволит проводить исследования процесса кристаллизации заготовки при проектировании МНЛЗ и разработке технологических режимов, а также может функционировать параллельно с реальным процессом разлива и позволит принимать оперативные решения по изменению технологических параметров.

При проектировании и эксплуатации зоны вторичного охлаждения (ЗВО) слитка, возникает задача организации форсуночного охлаждения. Для её решения необходимо идентифицировать коэффициент теплоотдачи как параметр граничных условий, зависящий от выбора типа форсунок и размещения их в ЗВО. В свою очередь для решения этой задачи необходима соответствующая математическая модель температурного поля непрерывного слитка. Для того чтобы по разработанному ранее критерию оптимальности распределения температуры поверхности слитка под форсунками в ЗВО решать задачу оптимизации форсуночного охлаждения, необходима прогнозная модель, которая позволит проводить такую оптимизацию не только на этапе конструирования, но и на МНЛЗ, имеющих регулировку позиционирования форсунок, во время процесса разлива.

Отдельной проблемой является динамическое регулирование расходов воды в ЗВО. Традиционно рациональными принято считать такой набор параметров вторичного охлаждения, при котором температура поверхности заготовки при ее перемещении в ЗВО либо остается неизменной, либо постепенно снижается.

Следовательно, возникает задача выбора таких числовых характеристик температурного поля слитка, которые будут соответствовать этим требованиям и в то же время будут чувствительны к управляющим параметрам технологического процесса.

Одним из распространённых методов выбора параметров вторичного охлаждения является пропорциональный метод, базирующийся на табличных данных изменения расхода воды в зависимости от скорости разливки, размеров заготовки и химического состава стали. Существуют также динамические способы регулирования расходов воды, основанные на «истории движения» сечения на различных участках, которые в недостаточной степени учитывают специфику переходных режимов. Таким образом, для выбора рационального распределения интенсивности охлаждения в ЗВО в переходных режимах необходима прогнозная математическая модель, которая позволит наилучшим образом соблюдать температурный режим поверхности слитка.

В настоящее время одной из наиболее сложных и важных задач при производстве непрерывнолитой заготовки является повышение её структурной однородности. Однако получение однородного слитка затруднено вследствие различных условий кристаллизации в разных зонах, усадки, ликвации примесей, формы сечения и размеров слитка и других факторов, среди которых одним из важнейших выступает неравномерность распределения температурных полей. На сегодняшний момент существуют исследования, основанные на углублённом анализе температурного поля слитка, а также поля температурных градиентов, позволяющие предсказывать структуру непрерывнолитой заготовки. Для выработки режимов, позволяющих получить определённую структуру слитка, а также для управления структурой в производственном процессе необходима прогнозная математическая модель, позволяющая определять скорость продвижения изотермы солидус внутри заготовки, а также вычислять температурные градиенты вблизи границ фазового перехода.

Решение задач в сложной постановке оправдано при исследованиях в офлайн режиме, поскольку с успехом заменяет натурные эксперименты. Однако для

интеграции модели непосредственно в алгоритмы систем автоматического управления требуется разработка прогнозной модели температурного поля слитка, которая позволит достичь превышающей темп реального времени скорости вычислений. Для создания алгоритмов прогнозного управления в рамках разработки САУ целесообразно использование единой математической модели процессов непрерывной разливки стали и тепловой обработки заготовок.

В связи с вышесказанным, а также с необходимостью ограничения по времени вычислительных процедур требуется создание таких математических и соответствующих им компьютерных моделей, которые бы адекватно отображали требуемые параметры процесса и оперативно реагировали на изменения течения процесса.

ГЛАВА 2

СИСТЕМНЫЙ АНАЛИЗ МАТЕМАТИЧЕСКИХ МОДЕЛЕЙ ТЕМПЕРАТУРНОГО ПОЛЯ И ГРАНИЦЫ ФАЗОВОГО ПЕРЕХОДА В НЕПРЕРЫВНОМ СЛИТКЕ

В главе рассмотрены вопросы построения математических моделей температурного поля непрерывнолитой заготовки с определением положения границы фазового перехода из жидкого состояния металла или сплава в твёрдое. В первом параграфе излагается формализация моделируемого процесса, перечисляются и обосновываются допущения, сделанные при построении математических моделей. Во втором параграфе приводятся виды уравнений теплопроводности и граничных условий, используемых при моделировании. В третьем параграфе даны принципы построения конечно-разностных аналогов уравнений, содержащих производные, с указанием порядков аппроксимации и ограничениями расчётного шага по времени для обеспечения устойчивости. В четвёртом параграфе представлены различные методы задания положения границы фазового перехода в кристаллизующемся непрерывном слитке, которые применялись при решении задач, поставленных в данном диссертационном исследовании. Пятый параграф посвящён сравнительному анализу представленных методов моделирования положения границы фазового перехода.

2.1. Формализация моделируемого процесса теплопереноса внутри непрерывного слитка

В данной работе изучаются тепловые процессы внутри слитка при непрерывной разливке различных металлов и сплавов на заготовки круглого, квадратного и прямоугольного сечений.

Процесс тепломассопереноса в слитке может рассматриваться как в системе координат, движущейся вместе со слитком, так и в системе координат, привязанной к конструкции машины, т.е. неподвижной системе координат относительно МНЛЗ.

При переходе от подвижной системы координат, связанной со слитком, к неподвижной, связанной с кристаллизатором, производная температуры по времени преобразуется следующим образом

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = v \frac{\partial T}{\partial z} + \frac{\partial T_n}{\partial \tau_n}. \quad (2.1)$$

Индекс «н» в производной означает, что переменные взяты в неподвижной системе координат. В стационарной постановке $\frac{\partial T_n}{\partial \tau_n} = 0$ [92].

Квадратный и прямоугольный слитки моделируются в прямоугольной системе координат. Для круглого сечения могут быть использованы полярные и цилиндрические координаты. Необходимо отметить, что в случаях одномерной модели для поперечного сечения круглого слитка уравнения тепломассопереноса учитывают, что он круглый.

На рис. 2.1. в качестве примера конструкции машины непрерывного литья заготовок представлена схема криволинейной слябовой МНЛЗ.

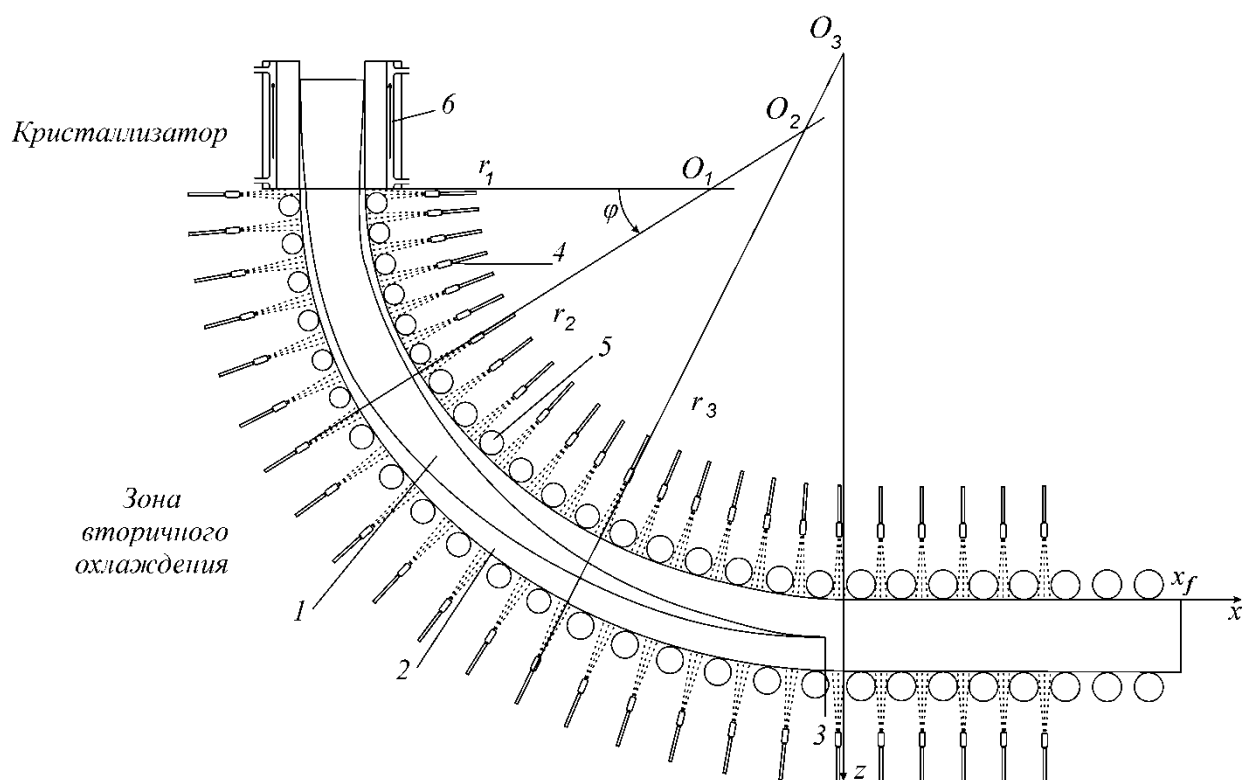


Рисунок 2.1. Схема машины непрерывного литья заготовок (МНЛЗ).

1 – жидкая фаза, 2 – твёрдая фаза, 3 – точка окончательного затвердевания слитка, 4 – форсунки, распыляющие водо-воздушную смесь, 5 – обжимные и приводные ролики, 6 – кристаллизатор.

В [167] показано, что для широких слябов вблизи оси слитка теплопередачей в направлении перпендикулярном узким граням слитка можно пренебречь тогда, когда соотношение широкой и узкой граней не менее 4. При этом допущении разрабатываются двумерные математические модели квазистационарного и нестационарного процессов тепломассопереноса внутри непрерывнолитой заготовки.

Использование двумерной математической модели целесообразно для:

- моделирования процессов тепломассопереноса внутри непрерывного слитка в продольном сечении, проходящем вблизи оси слитка перпендикулярно широким граням;
- изучения теплоотдачи на поверхности слитка по широким граням и процесса формирования твердой оболочки слитка вдоль широких граней;

- изучения влияния различных режимов охлаждения на динамику основной части температурного поля слитка;

- для оценки температурного состояния основной части слитка и использования этой оценки при выработке управляющих воздействий в системе управления охлаждением непрерывнолитой заготовки.

Трёхмерная модель является еще более полной. В частности, она необходима для изучения процессов охлаждения в углах слитка. При учёте несимметричности теплообмена и теплопередачи трёхмерная модель позволяет изучать деформации слитка при различных нарушениях теплового режима. Однако, по сравнению с двумерной, для расчётов по трёхмерной модели требуются существенно бóльшие вычислительные мощности.

При моделировании разливки сталей считается, что формирование твёрдой корочки слитка начинается на уровне мениска и жидкий металл не касается стенок кристаллизатора [160, 78]. Для цветных металлов из-за отличия технологий и конструкций МНЛЗ это условие подлежит дополнительному уточнению.

Из-за шероховатостей поверхности затвердевающего слитка и поверхности стенок кристаллизатора, обращённых к слитку, контакт между ними не может считаться идеальным [321]. Но нужно отметить, что конструкции современных кристаллизаторов выполняются с учётом особенностей формирования твёрдой корочки непрерывного слитка с тем, чтобы минимизировать величину зазора между слитком и стенками кристаллизатора. Поэтому целесообразно ввести в рассмотрение так называемую эффективную (усреднённую) величину зазора между слитком и стенкой кристаллизатора и учитывать теплоотдачу от слитка к стенкам кристаллизатора за счет конвекции и излучения через этот зазор, заполненный смесью воздуха и шлакового гарнисажа.

Кроме вышеизложенного, при построении математических моделей принимаются следующие допущения:

1. Захват воздуха струёй металла при свободном падении не учитывается.

2. Трение между поверхностями слитка и кристаллизатора не учитывается.

3. Возвратно-поступательное движение кристаллизатора не учитывается в связи с тем, что амплитуда качания кристаллизатора достаточно мала по сравнению с шагом по пространству в соответствующем направлении, который выбирается для численных расчётов в конечно-разностной схеме.

4. Кристаллизатор – недеформируемое тело.

5. Перемешивание в жидкой фазе не учитывается [Сто03].

6. Если разливка проводится под шлаком, то тепловой поток от верхней границы металла в кристаллизаторе считается равным нулю, при открытом же зеркале расплава учитываются потери тепла от зеркала только за счёт излучения, поскольку конвекция при таких условиях играет незначительную роль [167].

7. Поле температур слитка симметрично относительно вертикальных сечений, проходящих через ось и (для сортовых и слябовых заготовок) центры граней слитка, поэтому в двумерных моделях рассматривается одна полуплоскость, а в трёхмерных одна координатная четверть поперечного сечения. Математически это выражается в том, что тепловой поток на соответствующей оси слитка считается равным нулю.

8. Переход к двумерной модели для слябовой заготовки в случае выработки рациональных режимов охлаждения обосновывается тем, что тепловой поток в направлении перпендикулярном узким граням пренебрежимо мал. Так поступают в случаях, когда в слитках прямоугольного сечения широкая грань хотя бы вдвое больше узкой [Кра75].

2.2. Уравнения теплопроводности, граничные и начальные условия для поля температур непрерывного слитка

Схема моделируемой области представлена на рис. 2.2. Уравнение тепломассопереноса для слитка в общем виде выглядит следующим образом:

$$c(T)\rho(T)\left(\frac{\partial T}{\partial \tau} + \mathbf{v} \text{grad} T\right) = \text{div}(\lambda \text{grad} T) + u, \quad (2.2)$$

где $T = T(\tau, x, y, z)$ – температура, К; $c(T)$ – теплоёмкость, Дж/(кг·К); $\rho(T)$ – плотность, кг/м³; $\lambda = \lambda(T)$ – теплопроводность, Вт/(м·К); $\mathbf{v}$ – вектор скорости сплошной среды (металла), м/сек; $u = u(\tau, x, y, z)$ – источник тепла, Дж.

При сделанных выше допущениях в прямоугольной системе координат, привязанной к МНЛЗ, для трёхмерной модели уравнение тепломассопереноса в слитке, движущемся в направлении оси z имеет вид:

$$\begin{aligned} \frac{\partial T(\tau, x, y, z)}{\partial \tau} + v(\tau) \frac{\partial T(\tau, x, y, z)}{\partial z} = \\ = \frac{1}{c(T)\rho(T)} \left\{ \frac{\partial}{\partial x} \left[\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial y} \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial z} \right] \right\} \end{aligned} \quad (2.3)$$

где $v(\tau)$ – скорость вытягивания слитка, м/с.

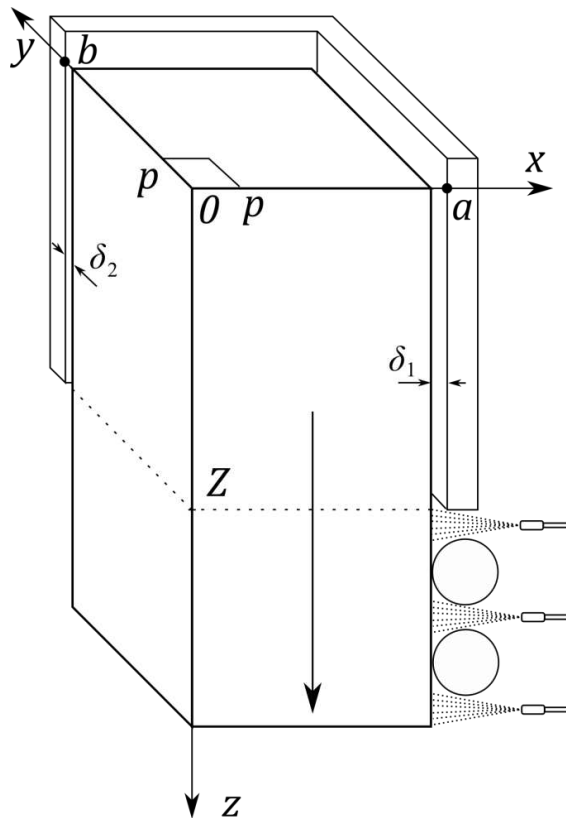


Рисунок 2.2. Схема моделируемой области

Граничные условия:

1. считается, что охлаждение симметрично, то есть на оси слитка при $x = 0$:

$$\left. \frac{\partial T}{\partial x} \right|_{x=0} = 0, \quad \left. \frac{\partial T}{\partial y} \right|_{y=0} = 0. \quad (2.4)$$

2. Для сталей значение $z = 0$ соответствует уровню мениска. Здесь формулируются граничные условия для зеркала расплава. Пусть полутолщина струи поступающего расплава равна p ; a , b – характерные размеры кристаллизатора; δ_1 и δ_2 – эффективная толщина зазора по широкой и узкой граням. Тогда температура на уровне мениска при $x \in [0, p]$ считается равной температуре поступающего расплава. На зеркале расплава для $x \in (p, a - \delta_1)$, $y \in (p, b - \delta_2)$ теплообмен учитывается следующим образом.

Если разливка проводится под шлаком, то тепловой поток от верхней границы металла в кристаллизаторе считается равным нулю:

$$\left. \frac{\partial T}{\partial z} \right|_{z=0} = 0. \quad (2.5)$$

Если зеркало расплава открыто, то, поскольку основные потери тепла от жидкого металла получаются за счёт излучения [167], а конвекция играет незначительную роль в передаче тепла в случае, когда разливка производится не под шлаком, тепловой поток от жидкой стали можно выразить уравнением

$$-\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial z} = C_n \left[\left(\frac{T_{\text{окр.ср.1}}}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_a}{100} \right)^4 \right], \quad (2.6)$$

где C_n – приведённый коэффициент излучения, (Вт/м²К⁴); T_a – абсолютная температура излучающей жидкой стали; $T_{\text{окр.ср.1}}$ – абсолютная температура окружающей среды. Причём

$$C_n = \frac{1}{\frac{1}{c_1} + \frac{1}{c_2} - \frac{1}{c_3}}, \quad (2.7)$$

где C_1 – коэффициент излучения жидкой стали, (Вт/м²К⁴); C_2 – коэффициент излучения окружающей среды, (Вт/м²К⁴); C_3 – коэффициент излучения абсолютно чёрного тела, ($\approx 5,6703$) (Вт/м²К⁴) [82].

3. Между поверхностью слитка и стенкой кристаллизатора образуется зазор, заполненный шлаковым гарниссажем с воздушными включениями. Теплоотдача

от поверхности слитка к внутренней поверхности стенки кристаллизатора через этот зазор формулируется в виде граничных условий третьего рода:

- по широкой грани (рис. 2.2):

$$\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=a-\delta_1} = \frac{\lambda_3}{\delta_1} (T|_{x=a} - T|_{x=a-\delta_1}) + \sigma_n \left[\left(\frac{T|_{x=a}}{100} \right)^4 - \left(\frac{T|_{x=a-\delta_1}}{100} \right)^4 \right] \quad (2.8)$$

$$0 < y \leq b - \delta_2, \quad 0 < z \leq Z,$$

- по узкой грани (рис. 2.2):

$$\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial y} \Big|_{y=b-\delta_2} = \frac{\lambda_3}{\delta_2} (T|_{y=b} - T|_{y=b-\delta_2}) + \sigma_n \left[\left(\frac{T|_{y=b}}{100} \right)^4 - \left(\frac{T|_{y=b-\delta_2}}{100} \right)^4 \right] \quad (2.9)$$

$$0 < x \leq a - \delta_1, \quad 0 < z \leq Z,$$

где a , b – характерные размеры кристаллизатора (вообще говоря, зависят от высоты $a(z)$, $b(z)$);

δ_1 – эффективная толщина зазора по широкой грани, $\delta_1 = \delta_1(y, z)$;

δ_2 – эффективная толщина зазора по узкой грани, $\delta_2 = \delta_2(x, z)$;

λ_3 – коэффициент теплопроводности смеси в зазоре, Вт/(м·К);

$T|_{x=a-\delta_1}$, $T|_{x=a}$, $T|_{y=b-\delta_2}$, $T|_{y=b}$ – температура поверхностей слитка и кристаллизатора по широкой и узкой граням соответственно, К;

σ_n – приведённый коэффициент излучения, (Вт/м²К⁴).

4. После выхода из кристаллизатора поверхность слитка охлаждается водовоздушной смесью. Теплоотдача на поверхности слитка формулируется в виде граничных условий третьего рода:

$$\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=a-\delta_1} = \alpha(\vec{t}, \vec{k}, \vec{G}, \vec{P}) \cdot (T_{o.c.} - T|_{x=a-\delta_1}) + \sigma_n (T_{o.c.}^4 - (T|_{x=a-\delta_1})^4) \quad (2.10)$$

$$\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial y} \Big|_{y=b-\delta_2} = \alpha_2(G_1) \cdot (T_{o.c.} - T|_{y=b-\delta_2}) + \sigma_n (T_{o.c.}^4 - (T|_{y=b-\delta_2})^4)$$

где α – коэффициент конвективной теплоотдачи, $\vec{t}$ – вектор, определяющий типы форсунок, $\vec{k}$ – координаты форсунок, $\vec{G}$ – расходы охлаждающей воды, $\vec{P}$ – давление воздуха, $T_{o.c.}$ – температура окружающей среды, l – полутолщина слитка, σ_n – приведённый коэффициент излучения.

5. При $z = z_s$ (z_s – расстояние от мениска до места порезки слитка) тепловой поток считается равным нулю:

$$\left. \frac{\partial T}{\partial z} \right|_{z=z_s} = 0. \quad (2.11)$$

Начальные условия: заданы значения для всего поля температур при $\tau = 0$

$$T(0, x, y, z) = T_0(x, y, z). \quad (2.12)$$

2.3. Конечно-разностные аналоги уравнений теплопроводности и граничных условий

Для решения поставленной задачи используется метод конечных разностей, который состоит в следующем [147]:

- область непрерывного изменения аргумента заменяется конечным множеством точек, называемым сеткой;

- вместо функции непрерывного аргумента рассматриваются функции дискретного аргумента, определённые в узлах сетки и называемые сеточными функциями;

- производные, входящие в дифференциальные уравнения, заменяются (аппроксимируются) про помощи соответствующих разностных отношений, т.е. линейных комбинаций значений сеточной функции в нескольких узлах;

- дифференциальные уравнения заменяются алгебраическими (системой алгебраических уравнений);

- начальные и краевые условия заменяются разностными начальными и краевыми условиями для сеточной функции.

Соответствующая разностная задача должна быть разрешимой (решение задачи существует), согласованной (погрешностью аппроксимации - разность между дифференциальным уравнением и его конечно-разностным аналогом стремится к нулю, такая разностная схема также называется аппроксимирующей

или согласованной [6]), корректной (решение разностной задачи существует и единственно при любых входных данных и если разностная схема устойчива. Под входными данными здесь понимаются значения сеточных функций, которые получаются при некотором разбиении области, в которой ищется решение [147]). Кроме того должны выполняться условия сходимости и точности. Схема называется сходящейся, если при измельчении шага ($h \rightarrow 0$) сеточное решение стремится к точному: $u_h \rightarrow u$. Разностная схема может быть аппроксимирующей, но не сходящейся. Если $u - u_h = O(h^p)$, то говорят, что порядок сходимости равен p . Точность означает, что погрешность аппроксимации должна быть приемлемой и давать предварительные сведения о том, с какой точностью можно приблизить при помощи этого метода точное решение задачи. Обычно требуется оценка погрешности аппроксимации производных на сетке, т.е. в некоторой сеточной норме $\|\cdot\|_h$. Говорят, что схема имеет m -й порядок аппроксимации на сетке, если сеточная норма разности точного и разностного решений равна $O(h^m)$.

Для каждого уравнения в частных производных существует множество его конечно-разностных аналогов, из которых обычно нельзя выбрать наилучший со всех точек зрения. В первую очередь при использовании метода конечных разностей надо стремиться к правильной аппроксимации уравнений поставленной задачи, а во вторую очередь выбрать «наилучшую» схему, т.е. оптимизировать её, учитывая её точность, экономичность, удобство программной реализации на ЭВМ и т.д.

Уравнение тепломассопереноса в слитке (2.2) в недивергентной форме имеет вид:

$$\frac{\partial T(\tau, x, y, z)}{\partial \tau} + v(\tau) \frac{\partial T(\tau, x, y, z)}{\partial z} = \frac{1}{c(T)\rho(T)} \times \\ \times \left\{ \frac{\partial \lambda}{\partial x} \cdot \frac{\partial T}{\partial x} + \lambda(T) \cdot \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial \lambda}{\partial y} \cdot \frac{\partial T}{\partial y} + \lambda(T) \cdot \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial \lambda}{\partial z} \cdot \frac{\partial T}{\partial z} + \lambda(T) \cdot \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right\} \quad (2.13)$$

Область моделирования (рис. 2.2) разбивается равномерной конечно-разностной сеткой. Явная схема строится на девятиточечном шаблоне:

$$\begin{aligned}
& \frac{T_{i,j,k}^{t+1} - T_{i,j,k}^t}{\Delta\tau} + v \frac{T_{i,j,k}^t - T_{i,j,k-1}^t}{\Delta z} = \\
& = \frac{1}{c_{i,j}\rho_{i,j}} \left\{ \lambda(T_{i,j,k}^t) \frac{T_{i+1,j,k}^t - 2T_{i,j,k}^t + T_{i-1,j,k}^t}{(\Delta x)^2} + \frac{\lambda(T_{i,j,k}^t) - \lambda(T_{i-1,j,k}^t)}{\Delta x} \cdot \frac{T_{i,j,k}^t - T_{i-1,j,k}^t}{\Delta x} + \right. \\
& + \lambda(T_{i,j,k}^t) \frac{T_{i,j+1,k}^t - 2T_{i,j,k}^t + T_{i,j-1,k}^t}{(\Delta y)^2} + \frac{\lambda(T_{i,j,k}^t) - \lambda(T_{i,j-1,k}^t)}{\Delta y} \cdot \frac{T_{i,j,k}^t - T_{i,j-1,k}^t}{\Delta y} + \\
& \left. + \lambda(T_{i,j,k}^t) \frac{T_{i,j,k+1}^t - 2T_{i,j,k}^t + T_{i,j,k-1}^t}{(\Delta z)^2} + \frac{\lambda(T_{i,j,k}^t) - \lambda(T_{i,j,k-1}^t)}{\Delta z} \cdot \frac{T_{i,j,k}^t - T_{i,j,k-1}^t}{\Delta z} \right\}
\end{aligned} \tag{2.14}$$

Погрешность аппроксимации по такой схеме определяется шагами сетки по пространственным координатам и имеет порядок $O[\Delta\tau, (\Delta x)^2, (\Delta y)^2, \Delta z]$. Величины теплоёмкости, плотности и теплопроводности зависят от температуры металла и его состава. Теплофизические характеристики сталей, для которых выполнялось моделирование в рамках данного диссертационного исследования, приведены в приложении Б.

Граничному условию (2.4) ставится в соответствие уравнение

$$3T_{0,j,k}^t = 4T_{1,j,k}^t - T_{2,j,k}^t, \tag{2.15}$$

аналогично для второго уравнения в условии (2.4) и для условий (2.5).

Условию (2.6) ставится в соответствие уравнение

$$-\lambda(T_{i,0,k}^t) \frac{3T_{i,0,k}^t - 4T_{i,1,k}^t + T_{i,2,k}^t}{2(\Delta z)} = C_n \left[\left(\frac{T_{\text{окр.ср.4}}}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_{i,0}}{100} \right)^4 \right] \tag{2.16}$$

с погрешностью аппроксимации $O[(\Delta z)^2]$.

Граничным условиям и (2.8) ставятся в соответствие следующие уравнения:

$$\begin{aligned}
& \lambda(T_{N,j,k}^t) \frac{T_{N-2,j,k}^t - 4T_{N-1,j,k}^t + 3T_{N,j,k}^t}{2(\Delta x)} = \\
& = \frac{\lambda_{\Gamma,3}}{\delta_3} (T_{N,j,k}^t - T_{N+1,j,k}^t) + \sigma_n \left[\left(\frac{T_{N+1,j,k}^t}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_{N,j,k}^t}{100} \right)^4 \right]
\end{aligned} \tag{2.17}$$

с погрешностью в обоих случаях $O[(\Delta x)^2]$, $T_{N+1,j,k}^t$ – значение температуры в соответствующей точке на поверхности кристаллизатора, обращенной к слитку.

Важнейшим моментом при решении маршевых задач является понятие устойчивости разностных схем. Разностная схема называется устойчивой, если на каждом шаге по маршевой координате любая ошибка (погрешность округления, погрешность аппроксимации и пр.) не возрастает при переходе от одного шага к другому [6].

В связи с тем, что для решения задачи используются явные конечно-разностные схемы, которые являются условно устойчивыми, возникает проблема определения условий устойчивости этих схем. Другими словами, необходимо вычислить максимально допустимый шаг по маршевой координате, который зависит от величин шагов по пространственным координатам.

Подробно методика вычисления ограничения на величину расчётного шага по времени описана в [78]. Применяя эту методику, получаем следующее условие устойчивости, ограничивающее максимально допустимый шаг по времени

$$\Delta\tau < \frac{c_{min}\rho_{min}(\Delta x)^2(\Delta y)^2(\Delta z)^2}{2\lambda_{max}((\Delta x)^2(\Delta y)^2+(\Delta y)^2(\Delta z)^2+(\Delta x)^2(\Delta z)^2)+v_{max}(\Delta x)^2(\Delta y)^2\Delta z\cdot c_{max}\rho_{max}}, \quad (2.18)$$

где c_{min} и c_{max} – минимальное и максимальное значения удельной теплоемкости металла во всем моделируемом диапазоне, ρ_{min} и ρ_{max} – минимальное и максимальное значения плотности, λ_{max} – максимальное значение теплопроводности стали в моделируемом диапазоне; v_{max} – скорость вытягивания слитка максимальная в моделируемом диапазоне.

2.4. Методы задания положения границы фазового перехода в кристаллизующемся непрерывном слитке

В данном диссертационном исследовании рассматриваются способы задания границы фазового перехода различными способами. Как уже было сказано выше, существует большое количество математических моделей кристаллизации слитка. Среди основных можно выделить модели, основанные на задаче Стефана, и математические модели квазиравновесной двухфазной зоны с различными

способами учёта доли твёрдой фазы в переходной двухфазной зоне и диффузии. Постоянно ведётся разработка новых моделей. Например, предложенная А.И. Бородиным в 2011-м году, модель определения положения двухфазной зоны методом введения в систему уравнений функции состава гетерогенной смеси и основанная на предположении постоянства температуры внутри двухфазной области. В связи с этим при решении конкретной практической задачи возникает проблема выбора структуры модели, в частности с соблюдением требований к прогнозным моделям. При этом также возникает задача разработки новых способов моделирования поля температур с наличием фазового перехода, снимающих проблемы ограничения шага по времени расчёта и неустойчивости при вычислении производных.

2.4.1. Задача Стефана

Предполагается резкий переход из жидкого состояния в твёрдое, то есть граница раздела фаз не имеет толщины, а представляет собой некоторую поверхность, по одну сторону которой находится жидкий металл, а по другую – закристаллизовавшийся. Положение границы между жидкой и твердой фазами металла (границы раздела фаз) задаётся следующими условиями.

Условие равенства температур

$$T(\tau, x, y, z)|_{\xi_-} = T(\tau, x, y, z)|_{\xi_+} = T_{kr}, \quad (2.19)$$

и уравнение, описывающее движение неизвестной границы между жидкой и твердой фазами металла (условие Стефана)

$$\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial n} \Big|_{\xi_+} - \lambda(T) \frac{\partial T}{\partial n} \Big|_{\xi_-} = \mu \rho(T_{kr}) \left(\frac{\partial \xi}{\partial \tau} + v \cdot \frac{\partial \xi}{\partial z} \right), \quad (2.20)$$

$$0 \leq z \leq z_s,$$

где ξ – граница раздела фаз есть функция трёх переменных $x = \xi(\tau, y, z)$, μ – скрытая теплота кристаллизации, (Дж/кг); T_{kr} – температура кристаллизации

(средняя из интервала ликвидус – солидус), $\bar{n}$ – нормаль к поверхности раздела фаз, z_s – расстояние от мениска до места порезки слитка.

Задаются начальное положение границы раздела фаз

$$\xi(0, y, z) = \xi_0(y, z) \quad (2.21)$$

и «граничное» условие для функции ξ :

$$\xi(\tau, y, z)|_{z=0} = \xi(y). \quad (2.22)$$

Задача Стефана состоит в нахождении поля температур и положения неизвестной границы из условий (2.3)-(2.6), (2.8)-(2.12) и (2.19)-(2.22). В такой постановке задача не поддаётся аналитическому решению.

2.4.2. Численное решение задачи с условием Стефана

Для численного решения задачи Стефана в постановке (2.3)-(2.6), (2.8)-(2.12) и (2.19)-(2.22) применялся метод конечных разностей, аналогичный представленному в [177]. До начала расчётов задаётся начальное приближение положения границы раздела фаз и начальное приближение поля температур. Конечно-разностная аппроксимация уравнений (2.3)-(2.6) и (2.8)-(2.12) представлена в п. 2.3. Этим способом вычислялись значения температур в регулярных узлах, т.е. в таких точках сетки, для которых все точки соответствующего шаблона конечно-разностной схемы находятся внутри одной фазы. Если же конечно-разностный шаблон для данной точки «разрезается» границей фазового перехода, то такая точка называется приграничным узлом.

В случае, когда для расчётов в приграничном узле применяют уменьшение шагов по пространству и неравномерные шаблоны, максимально допустимый шаг расчёта по времени сокращается. При стремлении расстояния между приграничным узлом и границей раздела фаз к нулю максимально допустимый шаг расчёта по времени также стремится к нулю, что делает невозможным численные расчёты. Для прогнозных же моделей желательно сохранение достаточно большого расчётного шага по времени.

Для решения этой задачи предлагается следующий метод.

Граница раздела фаз внутри основной сетки отображается с помощью дополнительных узлов, образующихся в точках её пересечения с поперечными линиями разностной сетки (рис. 2.3). Известно, что температура в этих узлах равна температуре кристаллизации. Используя эту информацию, можно найти новое положение границы раздела фаз.

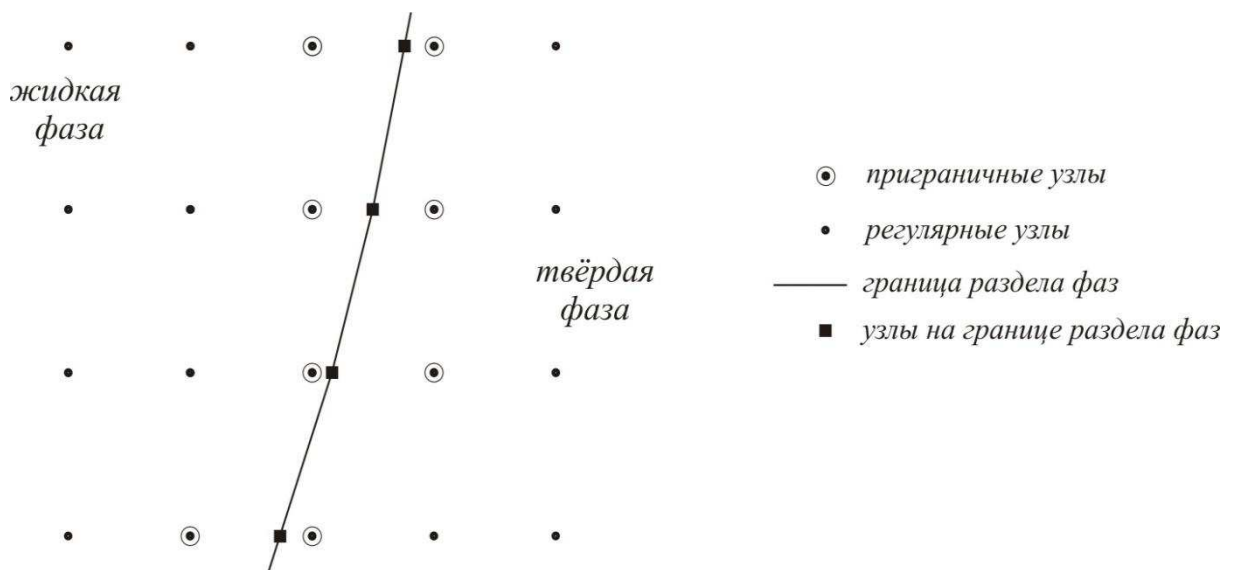


Рисунок 2.3. Граница раздела фаз в основной конечно-разностной сетке

После замены в условиях Стефана (2.20) производных конечными разностями, получается связь положения неизвестной границы с температурой в приграничных узлах.

Поскольку положение границы и температур в приграничных узлах определяются отдельно для двух частей границы в одной четверти сечения (рис. 2.4), для которой производятся расчёты, приведём здесь упрощённый вариант методики. Пусть известно приближение положения неизвестной границы $\{\xi_j^k\}$. Тогда $\{\xi_j^{k+1}\}$ – новое приближение положения границы.. ξ_j^{k+1} – величины, которые требуется определить. Временно считается, что приграничный узел сетки

слева от ξ_j^{k+1} имеет номер i, j , значение температуры в этом узле введённой конечно-разностной сетки равно $T_{i,j}$.

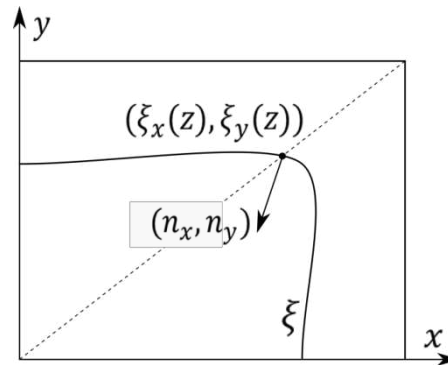


Рисунок 2.4. Положение свободной границы в поперечном сечении рассматриваемой четверти слитка.

Чтобы вычислить производную температуры по нормали в точке ξ_j^{k+1} , вводятся специальные дополнительные узлы, которые вместе с точкой ξ_j^{k+1} образуют равномерный пятиточечный шаблон с шагами q и h равными шагам основной сетки (рис. 2.5).

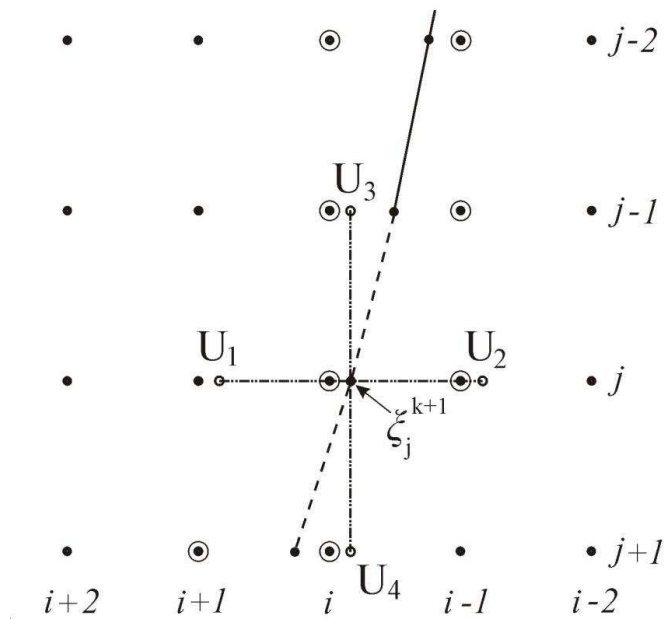


Рисунок 2.5. Шаблон для пересчёта положения границы раздела фаз.

Тогда конечно-разностный аналог уравнения (2.20) имеет вид

$$\begin{aligned} \lambda \left(\sqrt{\left(\frac{U_2 - T_{kr}}{\Delta x}\right)^2 + \left(\frac{U_4 - T_{kr}}{\Delta z}\right)^2} - \sqrt{\left(\frac{U_1 - T_{kr}}{\Delta x}\right)^2 + \left(\frac{U_3 - T_{kr}}{\Delta z}\right)^2} \right) = \\ = \mu \cdot \rho \cdot \left(\frac{\xi_j^{k+1} - \xi_j^k}{\Delta \tau} + v \frac{\xi_j^{k+1} - \xi_{j-1}^{k+1}}{\Delta z} \right) \end{aligned} \quad (2.23)$$

Учитывая, что температура в точках ξ_j^{k+1} и ξ_{j-1}^{k+1} равна температуре кристаллизации, температуру U_1 в соответствующем узле x указанного шаблона (рис. 2.6) можно с высокой степенью точности приблизить полиномом Лагранжа 2-й степени:

$$\begin{aligned} U_1 = T_{kr} \cdot \frac{(x - x_{i+1,j})(x - x_{i+2,j})}{(\xi_j^{k+1} - x_{i+1,j})(\xi_j^{k+1} - x_{i+2,j})} + T_{i+1,j} \cdot \frac{(x - \xi_j^{k+1})(x - x_{i+2,j})}{(x_{i+1,j} - \xi_j^{k+1})(x_{i+1,j} - x_{i+2,j})} + \\ + T_{i+2,j} \cdot \frac{(x - \xi_j^{k+1})(x - x_{i+1,j})}{(x_{i+2,j} - \xi_j^{k+1})(x_{i+2,j} - x_{i+1,j})} \end{aligned} \quad (2.24)$$

Аналогично определяется температура U_2, U_3, U_4 в остальных узлах шаблона. После подстановки полученных выражений в конечно-разностный аналог условия Стефана (2.23), получается следующая система нелинейных уравнений для нахождения неизвестной границы:

$$\begin{aligned} \xi_j^{k+1} = \xi_j^k + \Delta \tau \frac{\lambda}{\mu \rho} \left\{ \left(\sqrt{\left(\frac{U_2 - T_{kr}}{\Delta x}\right)^2 + \left(\frac{U_4 - T_{kr}}{\Delta z}\right)^2} - \right. \right. \\ \left. \left. - \sqrt{\left(\frac{U_1 - T_{kr}}{\Delta x}\right)^2 + \left(\frac{U_3 - T_{kr}}{\Delta z}\right)^2} \right) - v \frac{\xi_j^{k+1} - \xi_{j-1}^{k+1}}{\Delta z} \right\} \end{aligned} \quad (2.25)$$

Полученная система решается методом итераций. Итерации проводятся до тех пор, пока не будет выполнено условие $|\xi_j^{k+1} - \xi_j^k| \leq \varepsilon_1$.

После того, как вычислены значения температуры в приграничных узлах, производится пересчёт температур в регулярных узлах. Затем уточняется положение фронта ξ_2 и т.д. Схематично этот процесс можно представить в виде логической цепочки:

$$(\xi^{(0)}, T^{(0)}) \rightarrow T^{(1)}_{\text{регулярные}} \rightarrow \xi^{(1)} \rightarrow T^{(1)}_{\text{приграничн}} \rightarrow T^{(2)}_{\text{регулярн}} \rightarrow \xi^{(2)} \rightarrow \dots$$

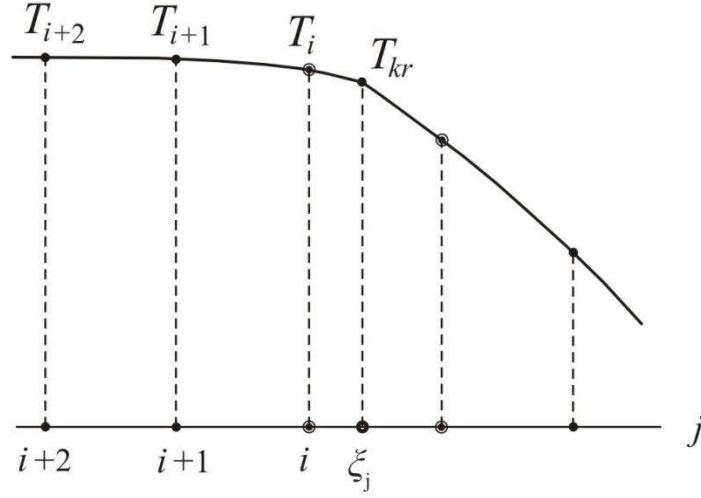


Рисунок 2.6. Характер распределения температур в поперечном сечении возле границы раздела фаз.

В качестве критерия сходимости итерационного процесса выбирается следующий:

$$\max_{i,j} |T_{i,j}^{(k)} - T_{i,j}^{(k+1)}| < \varepsilon, \quad (2.26)$$

где ε – заданная точность вычислений.

Отдельного рассмотрения требуют два особых случая: расчёт положения границы раздела фаз на уровне мениска и на уровне точки окончательного затвердевания, за которой в слитке присутствует только твёрдая фаза, и координаты которой являются характеристикой глубины жидкой фазы. Описанные выше способы в этих случаях неприменимы из-за недостаточного количества внутренних узлов в твёрдой или жидкой фазах. Для расчётов в таких точках применяются специальные алгоритмы.

Для расчётов на уровне мениска представленным ранее способом недостаточно узлов в твёрдой фазе. Следовательно, в случае, когда выполняется условие $l - \xi_j < q$, для пересчёта положения границы раздела фаз в качестве U_2

используется значение $T_{N,j}$ и равномерный шаблон с уменьшенным шагом по координате x , равным $l - \xi_j$.

Для расчётов на уровне точки окончательного затвердевания недостаточно регулярных узлов внутри жидкой фазы. Поэтому считается, что если на шаге j по длине слитка расстояние между ξ_1 и ξ_2 стало меньше заданной заранее величины, то далее на расстоянии некоторого небольшого числа шагов (по длине слитка) находится точка окончательного затвердевания. Координаты этой точки определяются, исходя из общего поведения ξ_1 и ξ_2 . Для доопределения температур в нерегулярных узлах внутри жидкой фазы используется то свойство, что производная по нормали к границе раздела фаз со стороны жидкой фазы в этом месте очень близка к нулю. На основании этого температура во внутренних приграничных узлах считается равной температуре кристаллизации.

2.4.3. Определение положения двухфазной зоны методом задания эффективной теплоёмкости

Квазиравновесная модель включает в основное уравнение теплопроводности выделение\поглощение тепла в двухфазной зоне. Математически это формулируется следующим образом: в уравнении (2.2) вместо удельной теплоёмкости используется эффективная теплоёмкость

$$c_{ef}(T) = c(T) - \mu \cdot \frac{df_s}{dT}, \quad (2.27)$$

где f_s – доля твёрдой фазы при температуре выше ликвидуса равна нулю, ниже солидуса – равна единице, а в интервале $[T_S, T_L]$ может определяться линейной параболической или другой зависимостью от температуры.

В случае задания доли твёрдой фазы линейной зависимостью

$$f_s = (T_L - T)/(T_L - T_S), \quad (2.28)$$

имеем выражение для эффективной теплоёмкости

$$c_{эф}(T) = \begin{cases} c(T), & T < T_s \\ c(T) + \frac{\mu}{T_L - T_s}, & T_s \leq T \leq T_L \\ c(T), & T > T_L \end{cases} \quad (2.28)$$

При расчётах по этой модели происходят резкие скачки результатов вычисляемых температур в расчётном узле сетки в моменты его перехода границ двухфазной и однофазной зон, что соответственно сказывается на определении границ двухфазной зоны. При переходе узла из жидкой фазы в двухфазную область, в нём начинает «выделяться тепло» и, как следствие, резко сокращается скорость продвижения изотермы ликвидус (на рис. 2.7 красная кривая). При переходе узла из двухфазной области в твёрдую фазу выделение тепла в нём прекращается, из-за чего резко увеличивается скорость продвижения изотермы солидус (на рис. 2.7 синяя кривая).

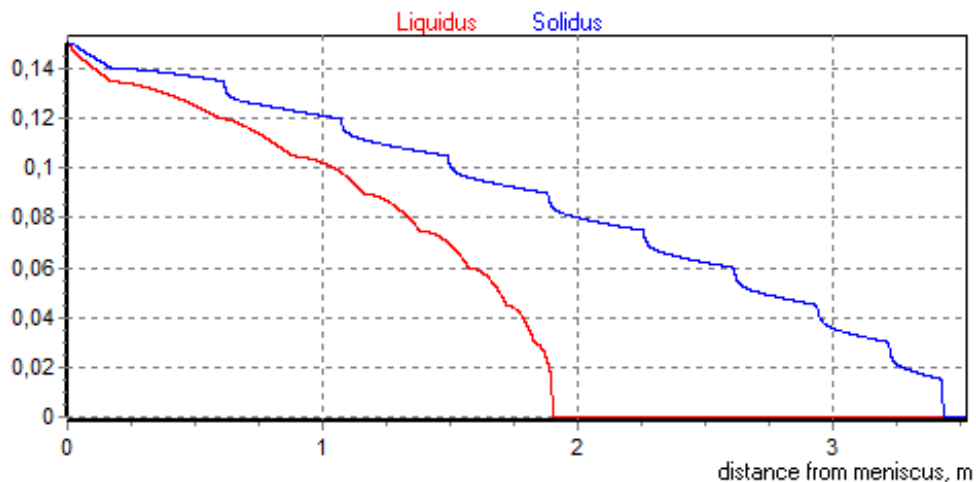


Рисунок 2.7. Результаты вычисления границ двухфазной зоны по квазиравновесной модели на разностной сетке с крупным шагом.

Многочисленные разработанные методы сглаживания теплофизических параметров на границах двухфазной зоны позволяют лишь незначительно исправить ситуацию. Как следствие затруднено вычисление градиентов и других величин, связанных с численным дифференцированием. Кроме того, чем меньше

интервал между температурой солидуса и ликвидуса, тем сильнее необходимо измельчать сетку, что приводит к большим объемам вычислений и неприемлемо для прогнозных моделей. Необходимо также отметить, что данная модель не подходит для расчёта кристаллизации чистых металлов, для которых отсутствует интервал ликвидус-солидус, кристаллизация происходит при определённой температуре, а граница раздела фаз представляет собой бесконечно тонкую поверхность.

2.4.4. Моделирование температурного поля непрерывного слитка с определением положения границы фазового перехода методом задания функции состава гетерогенной смеси

Были проведены вычисления по классической модели Стефана и модели [33].

Теплоперенос в слитке при непрерывном разливе и не меняющихся условиях взаимодействия с окружающей средой, т.е. в установившемся режиме изобарического течения несжимаемой жидкости, описывается стационарным трехмерным уравнением энергии, которое имеет вид [191]:

$$\rho c \bar{u} \nabla T = -\nabla \bar{q} \quad (2.29)$$

Предполагается, что тепловая конвекция в жидкой части слитка отсутствует, а это значит, что конвекция в (2.29) определяется скоростью протяжки всего слитка v , т.е. в декартовой системе координат, в которой ось z направлена вертикально вниз, $\bar{u} = (0, 0, v)$.

Принимая в расчет прямоугольную форму поперечного сечения слитка и учитывая его вытянутость в одном из направлений (по оси Oy , рис. 2.8), заменим реальное тело неограниченной пластиной толщиной $2R$, что позволит понизить размерность задачи до двух.

Следующее упрощение задачи связано с тем, что в вертикальном направлении конвективная составляющая теплопереноса превосходит

кондуктивную [191, 153]. При этом предположении уравнение меняет свой тип с эллиптического на параболический.

Вышеперечисленные предположения перекрывают погрешность, вызванную заменой в постановке задачи реальных теплофизических характеристик (ТФХ) стали, являющихся функциями температуры, их средними постоянными величинами.

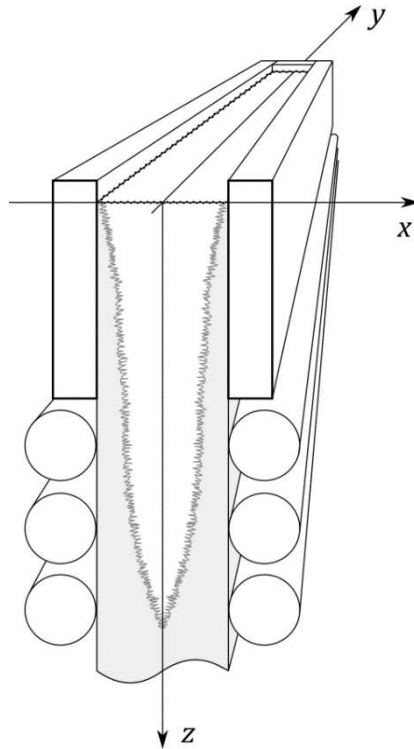


Рисунок 2.8. Продольное сечение слэба (широкого непрерывного слитка).

В результате вышеназванных ограничений уравнение (2.29) примет вид:

$$v \frac{\partial T}{\partial z} = a \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} . \quad (2.30)$$

Переходя к подвижной системе координат, связанной со скоростью движения слитка ($z = v\tau$), получим нестационарное одномерное уравнение теплопроводности:

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = a \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} , \quad (2.31)$$

решением которого будет температурное поле всего слитка $T = T(x, v\tau)$.

Координата выхода из кристаллизатора $z = L$ связана со временем протяжки слитка через него – $\tau^* = L/v$.

Постановка задачи. Уравнение (2.11), описывающее теплоперенос в слитке, дополняется следующими граничными условиями: условием симметрии задачи

$$\frac{\partial T}{\partial x} = 0 \quad \text{при} \quad x = 0 \quad (2.32)$$

и условием теплообмена на поверхности слитка

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial x} = q(\tau) \quad \text{при} \quad x = R. \quad (2.33)$$

Начальное условие задается в виде:

$$T(x, 0) = T_0, \quad (2.34)$$

причем отсчет времени производится с момента заливки стали в кристаллизатор.

Теплоперенос в слитке сопровождается изменением агрегатного состояния вещества, что проявляется в образовании твердой корочки со стороны контакта слитка с кристаллизатором с момента достижения температуры поверхности слитка температуры фазового перехода.

Существует два различных подхода к моделированию процесса перехода вещества из жидкого состояния в твёрдое (в данном случае рассматривается процесс кристаллизации). Первый – когда считается, что кристаллизация происходит на границе раздела фаз, являющейся изотермой с температурой фазового превращения. Положение этой границы определяется из условия идеального контакта двух фаз (в одномерном случае):

$$\begin{aligned} T_1|_{\xi} &= T_2|_{\xi} = T^*, \\ \lambda_1 \frac{\partial T_1}{\partial x} \Big|_{\xi} - \lambda_2 \frac{\partial T_2}{\partial x} \Big|_{\xi} &= \rho \gamma \frac{d\xi}{d\tau}. \end{aligned} \quad (2.35)$$

Краевая задача с такими условиями на подвижной границе фазового перехода получила название задачи Стефана, а условие теплового баланса в приведенном виде – условие Стефана.

Между тем многочисленные экспериментальные наблюдения за кристаллизацией указывают на существование двухфазной буферной зоны

кристаллизации [169]. Постановка задачи, в которой граница раздела фаз представляется как множество точек пространства с температурой, равной температуре фазового перехода, в отличие от классической задачи Стефана называется обобщенной постановкой [1]. Состояние двухфазной смеси в этой зоне определяется ее составом (например, массовой долей твердой фазы), а ее положение – двумя, ограничивающими ее изотермическими поверхностями: ликвидусом со стороны жидкой фазы и солидусом со стороны твердой. Различие в модификациях такой обобщенной постановки заключается в замыкающем задачу условии, определяющем состав двухфазной смеси.

Модель с определением положения двухфазной зоны методом задания функции состава гетерогенной смеси описана в п. 1.2.5. Преимущества данной модели в том, что не требуется сглаживания разрывов параметров на границах зоны фазового перехода (сглаживание коэффициентов теплопроводности, теплоемкости). Недостатком является предположение о том, что температура внутри двухфазной зоны постоянна, и не учитывает интервал солидус-ликвидус

Задача о нахождении температурного поля в слитке за время его прохождения через кристаллизатор решается как в классической постановке Стефана, так и в обобщенной постановке, идея которой изложена в [33, 34].

В [33, 34] считается, что существование переходной зоны с температурой фазового перехода T^* обуславливает остывание жидкого ядра слитка. При этом ликвидус, как геометрическое положение точек начала кристаллизации, совпадает с изотермой T^* жидкой стали. Тепловой поток, проходящий через перемещающийся ликвидус, уменьшает энтальпию части слитка, через которую за малый отрезок времени прошла изотерма T^* . Это изменение энтальпии складывается из уменьшения энтальпии за счет понижения температуры части слитка до T^* и изменения энтальпии, связанного с изменением его агрегатного состояния, причем в твердое состояние переходит не весь охлажденный до температуры T^* металл, а лишь некоторая его часть, массовая доля которой определяется из соответствующего балансового соотношения. Продвижение

ликвидуса в направлении оси слитка меняет не только положение двухфазной зоны, но и ее состав. Продвижение солидуса (тоже в сторону центра слитка) вызвано теплоотводом с поверхности слитка и сопровождается окончательной кристаллизацией жидкой фазы зоны. Уменьшение переходной области за счет продвижения солидуса на состав двухфазной зоны не влияет. Краевые задачи, определяющие температурные поля в жидком ядре и твердой оболочке, решаются совместно, так как остывание жидкого ядра слитка определяет меняющуюся во времени массовую долю твердой фазы η в зоне, а остывание слитка обеспечивает окончательную кристаллизацию $(1-\eta)$ доли жидкой фазы.

О методе решения. Для решения уравнения теплопроводности в новой модели [34, 33] используется неявный разностный метод Петухова [137]. Так как задача, решаемая в статье нелинейная в силу подвижности границ расчетной области, то для её решения применяется метод простой итерации. Для определения очередного шага по времени используется так называемый метод ловли фронта в узел сетки [36, 94].

Пример численного расчета. Расчёт производился для скорости вытягивания слитка $v = 1$ м/мин. Ещё один геометрический параметр задачи – полуширина слитка $R = 100$ мм.

В расчётах приняты были следующие ТФХ:

- плотность в жидком состоянии $\rho_2 = 6080$ кг/м³;
- плотность в твердом состоянии $\rho_1 = 7030$ кг/м³;
- теплоемкость в жидком состоянии $c_2 = 687$ Дж/(кг град);
- теплоемкость в твердом состоянии $c_1 = 686$ Дж/(кг град);
- теплота плавления $\gamma = 220$ кДж/кг;
- температура плавления $T^* = 1480$ °С;
- коэффициент теплопроводности в жидком состоянии $\lambda_2 = 28$ Вт/(м град);
- коэффициент теплопроводности в твердом состоянии $\lambda_1 = 27$ Вт/(м град).

Степень перегрева жидкой стали, поступающей в кристаллизатор принята равной 50 °С, т. е. в (4) $T_0 = T^* + 50 = 1530$ °С.

Определяющим в постановке задачи является граничное условие (2.33).

Тепловая работа кристаллизатора обычно характеризуется средней q_{cp} и локальной $q(\tau)$ плотностями теплового потока по высоте стенок кристаллизатора. Анализ имеющихся в литературе данных показывает отсутствие согласованной информации об этих величинах. Так, в [132] приводится полученная при обработке экспериментальных данных для слябов следующая аппроксимационная формула, отражающая влияние скорости разливки и высоты кристаллизатора на среднюю плотность теплового потока:

$$q_{cp} = 1.9 \exp(-0.365 L) - 1.93 \exp(-2.69 v), \text{ МВт/м}^2. \quad (2.35)$$

Зависимость (2.35) справедлива для диапазона скоростей $v = 0.6 \div 1.3$ м/мин и длин кристаллизатора $L = 0.75 \div 1.2$ м. Там же для широких стенок кристаллизатора, предназначенного для отливки слябов со скоростью 1 м/мин, приводится и формула для расчета локального теплового потока:

$$q(\tau) = 1.12 \exp(-3.13 \tau) + 0.503, \text{ МВт/м}^2. \quad (2.36)$$

Рассчитав q_{cp} по формуле (2.35) по условиям данного примера и среднюю интегральную плотность теплового потока, заданного формулой (2.36), получим, соответственно, 1.188 и 0.849 МВт/м² – расхождение составляет 40%.

В [107] на основе экспериментальных данных, полученных как самим автором, так и взятых им из других литературных источников, локальная плотность теплового потока с поверхности слитка в кристаллизаторе задается в следующем аналитическом виде:

$$q(\tau) = \frac{2\sigma}{\left[\tau^2 + (2\sigma/q_{\max})^4\right]^{1/4}} - \frac{\sigma\tau^2}{\left[\tau^2 + (2\sigma/q_{\max})^4\right]^{5/4}}, \quad (2.37)$$

где $\sigma = 0.5 q_{cp} \sqrt{\tau^*}$.

На рис. 2.9 приведены распределения $q(\tau)$, рассчитанные по этим формулам (2.36) и (2.37), причем для корректности сравнения $q_{\max}$ в (2.37) принята равной $q(0) = 1.623$ МВт/м² из (6), а $q_{cp} = 0.849$ МВт/м². Среднеинтегральная плотность теплового потока для (2.37) равна 0.837 МВт/м².

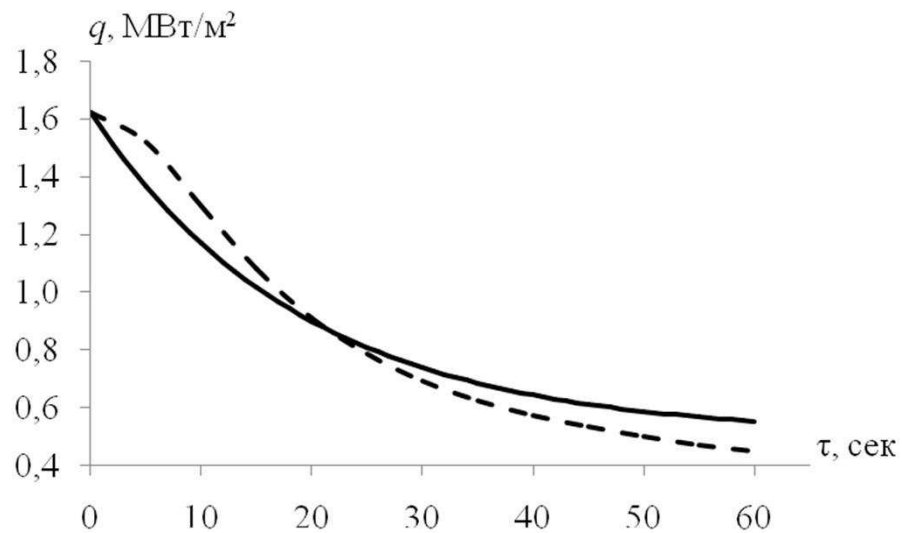


Рисунок 2.9. Плотность теплового потока вдоль поверхности слитка: сплошная линия – аппроксимация [132], пунктирная – данные, приведённые в [107].

В результате плотность теплового потока вдоль поверхности слитка в граничном условии (2.33) в данной работе задавалась по формулам и (2.36), и (2.37). Проведенные численные расчеты показали, что результаты, полученные с применением обеих формул, практически совпадают.

На рис. 2.10 приведены температурные поля продольного сечения слитка в кристаллизаторе, полученные в классической постановке Стефана (рис. 2.10а) и в обобщенной постановке [33, 34] (рис. 2.10b). На рис. 2.10а средняя изотерма соответствует температуре фазового перехода, а на рис. 2.10b заштрихованная область – зона фазового перехода, температура во всех точках которой равна 1480 °С.

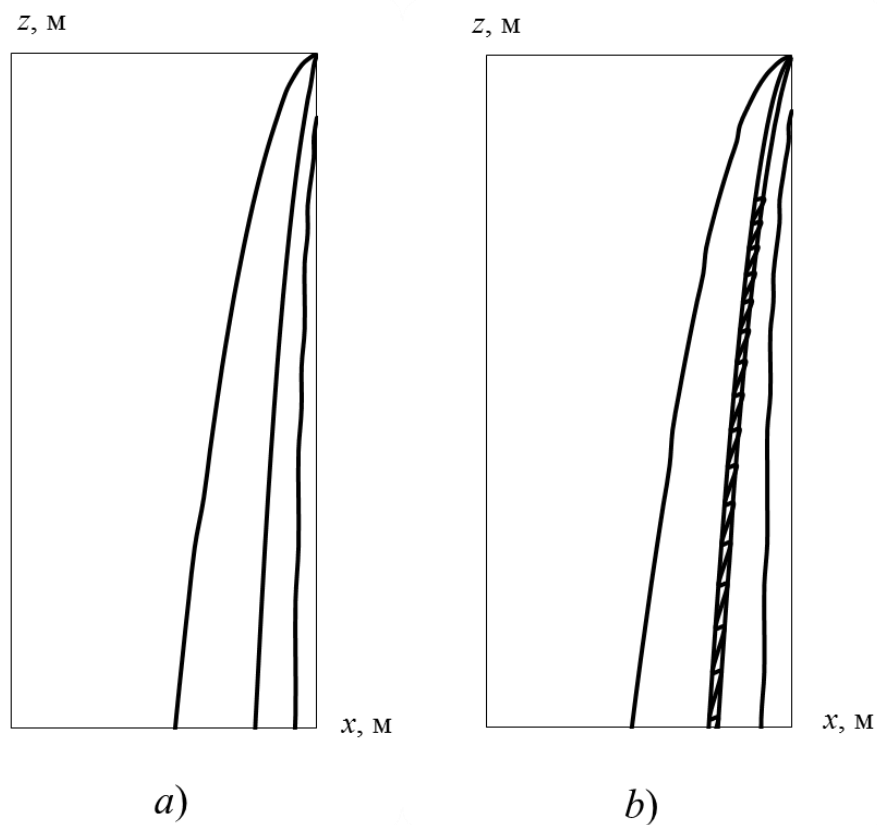


Рисунок 2.10. Изотермы в продольном сечении слитка с температурами 1520, 1480 и 1300 °C.

Отличие по температуре между двумя разными подходами к теплопереносу в слитке на выходе из кристаллизатора ($z = 1 \text{ м}$) представлено на рис. 2.11.

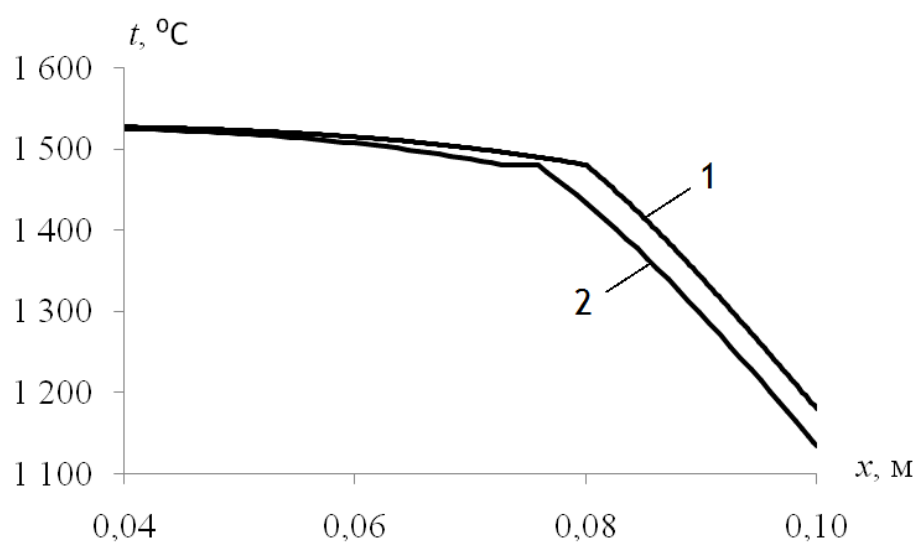


Рисунок 2.11. Температура слитка на выходе из кристаллизатора: 1 – задача Стефана, 2 – постановка [33, 34].

Положение относительно поверхности слитка границ фазового перехода во времени представлено на рис. 2.12.

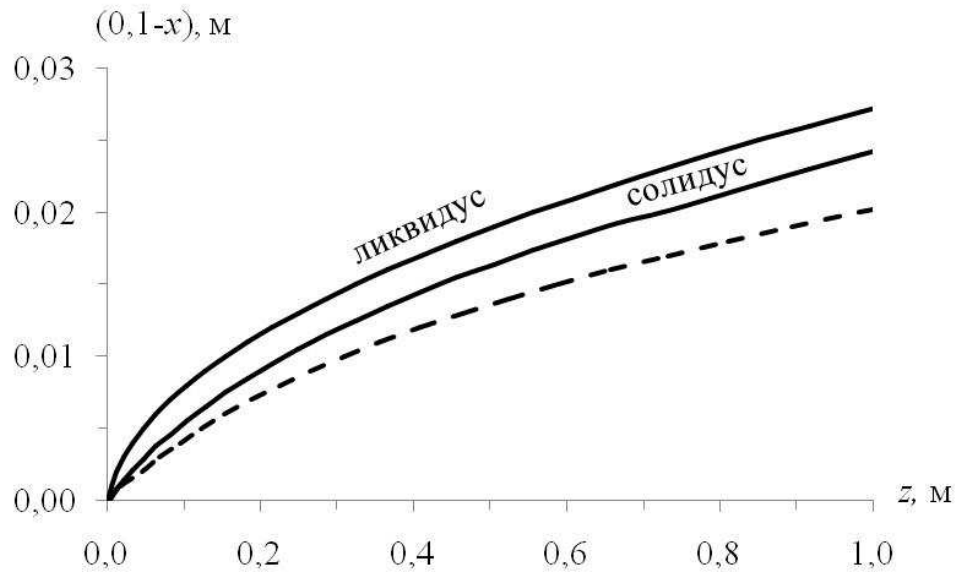


Рисунок 2.12. Границы фазового перехода сплава: сплошные – границы зоны перехода (ликвидус и солидус) и пунктирная – линия раздела фаз по Стефану.

Из рис. 2.10–2.12 видно, что на выходе из кристаллизатора толщина твердой корочки слитка составляет 20 мм в классической постановке задачи Стефана и 24 мм в постановке [33, 34], что обеспечивает необходимую прочность оболочки в поддерживающих устройствах зоны вторичного охлаждения в машинах НЛЗ [132, 153].

В инженерных расчетах при определении толщины оболочки δ широко используется следующая зависимость: $\delta = K\sqrt{\tau^*} = K\sqrt{L/\nu}$. Экспериментально установлено [132], что для слябовых заготовок толщиной 200 мм средняя величина коэффициента затвердевания находится в пределах $23,5 \div 26,3 \text{ мм} \cdot \text{мин}^{-0,5}$. Подсчитанный коэффициент затвердевания в условиях данного примера имеет следующие значения: в задаче Стефана $K = 20 \text{ мм} \cdot \text{мин}^{-0,5}$, а по модели [33, 34] – $K = 24 \text{ мм} \cdot \text{мин}^{-0,5}$.

2.4.5. Определение положения двухфазной зоны методом задания условий Стефана для границ однофазной и двухфазной областей

Существенным недостатком предыдущей модели является предположение о постоянстве температуры внутри двухфазной зоны. Более точным, хотя возможно и недостаточным в некоторых случаях, будет предположение о том, что внутри двухфазной зоны температура распределена линейно. Тогда система уравнений из условий Стефана для границ двухфазной зоны и для внутренних точек возможной кристаллизации приводится к системе двух уравнений (остаются условия Стефана для границ двухфазной зоны). Из этого предположения следует, что кристаллизация происходит в два этапа: на первом фронте кристаллизуется некоторая часть расплава, на втором оставшаяся (рис. 2.13). Тогда часть скрытой теплоты кристаллизации выделится на первом фронте, и оставшаяся часть – на втором.

Если в какие-то моменты времени в распределении присутствуют температуры из интервала ликвидус (T_l) – солидус (T_s), то участки с такими температурами являются двухфазной зоной. На границах двухфазной зоны выполняется условие равенства температур

$$T(\tau, x)|_{l_+} = T(\tau, x)|_{l_-} = T_l, \quad T(\tau, x)|_{s_+} = T(\tau, x)|_{s_-} = T_s \quad (2.38)$$

$$T(\tau, x, y, z)|_{l_-} = T(\tau, x, y, z)|_{l_+} = T_l, \quad T(\tau, x, y, z)|_{s_-} = T(\tau, x, y, z)|_{s_+} = T_s \quad (2.39)$$

где l – граница между жидкой фазой и двухфазной зоной, l_+ – со стороны жидкой фазы (выше температуры ликвидуса), l_- – со стороны двухфазной зоны (ниже температуры ликвидуса); аналогично s – граница между твёрдой фазой и двухфазной зоной, s_- – со стороны твёрдой фазы (ниже температуры солидуса), s_+ – со стороны двухфазной зоны (выше температуры солидуса).

Предположим, что кристаллизация происходит в два этапа: первый фронт – кристаллизуется некоторая часть расплава, второй – кристаллизуется оставшаяся часть расплава (рис. 2.13). Тогда часть скрытой теплоты кристаллизации выделится на первом фронте, и оставшаяся часть – на втором.

Положение ликвидуса тогда можно описать условием Стефана:

$$\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial \bar{n}} \Big|_{l_-} - \lambda(T) \frac{\partial T}{\partial \bar{n}} \Big|_{l_+} = \mu_l \rho_l \left(\frac{\partial l}{\partial \tau} + v(\tau) \cdot \frac{\partial l}{\partial z} \right) \quad (2.40)$$

в одномерном случае в системе координат привязанной к слитку:

$$\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{l_-} - \lambda(T) \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{l_+} = \mu_l \rho_l \frac{\partial l}{\partial \tau} \quad (2.41)$$

где μ_l – часть скрытой теплоты кристаллизации, выделяющаяся на фронте ликвидуса, ρ_l – плотность при температуре ликвидуса.

Соответственно положение солидуса задаётся условием:

$$\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial \bar{n}} \Big|_{s_-} - \lambda(T) \frac{\partial T}{\partial \bar{n}} \Big|_{s_+} = \mu_s \rho_s \left(\frac{\partial s}{\partial \tau} + v(\tau) \cdot \frac{\partial s}{\partial z} \right) \quad (2.42)$$

в одномерном случае в системе координат привязанной к слитку:

$$\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{s_-} - \lambda(T) \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{s_+} = \mu_s \rho_s \frac{\partial s}{\partial \tau} \quad (2.43)$$

где $\mu_s = \mu - \mu_l$, μ – скрытая теплота кристаллизации для данного вещества, ρ_s – плотность при температуре солидуса. Заданы начальные положения ликвидуса и солидуса.

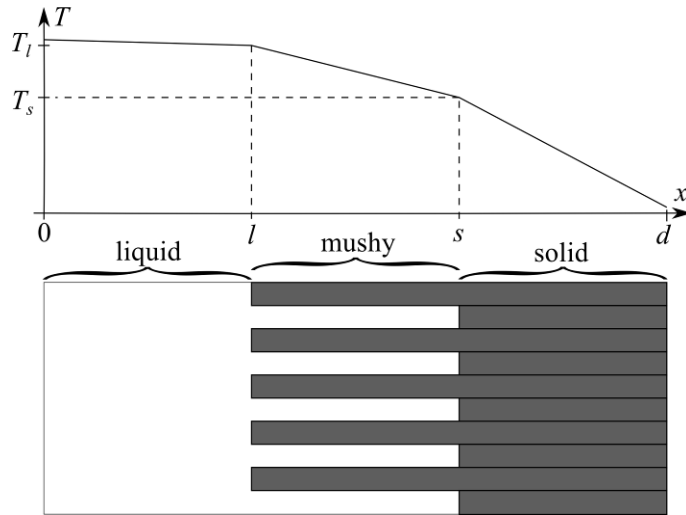


Рисунок 2.13. Три возможных состояния вещества и соответствующая им температура

2.5. Сравнительный анализ методов моделирования положения границы фазового перехода

Сравнительные графики результатов расчёта по перечисленным моделям представлены на рис. 2.14, 2.15. Расчётные границы ДФЗ при использовании метода задания функции состава гетерогенной смеси в своём продвижении существенно опережают границу, полученную из классического условия Стефана. В значительно меньшей степени этот дефект наблюдается в методе с условиями Стефана для двух границ ДФЗ, поскольку предположение о постоянстве температуры ДФЗ в методе задания функции состава гетерогенной смеси является более грубым, чем предположение о линейном характере распределения температуры внутри ДФЗ в модели с условиями Стефана для двух границ ДФЗ.

Преимущества и недостатки рассмотренных способов моделирования положения двухфазной зоны, а также рекомендации по применению этих способов для решения различных задач приведены в таблице 2.1.

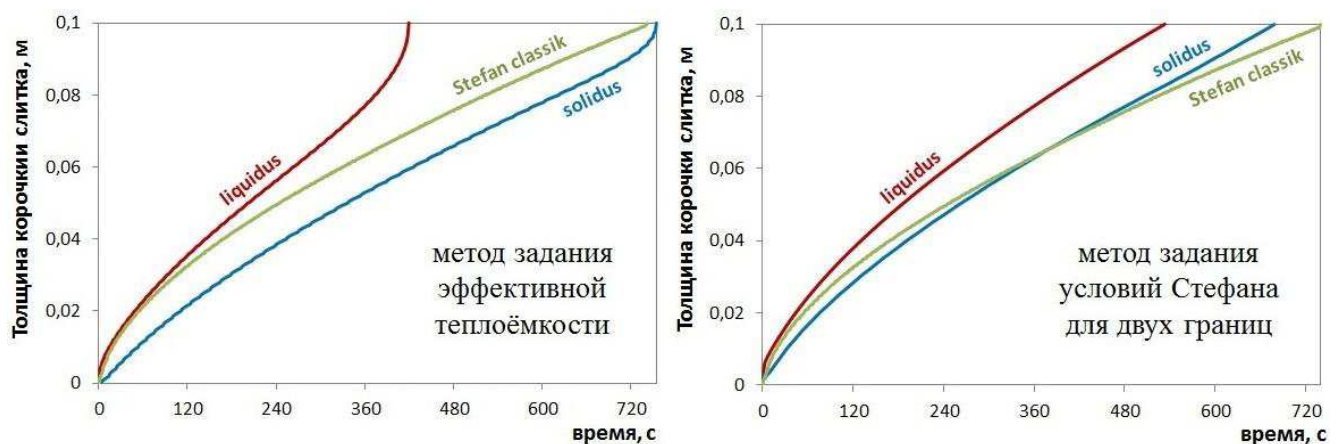


Рисунок 2.14. Сравнение результатов расчёта по классической модели Стефана, по методу задания эффективной теплоёмкости и по модели с заданием условий Стефана для границ двухфазной зоны.

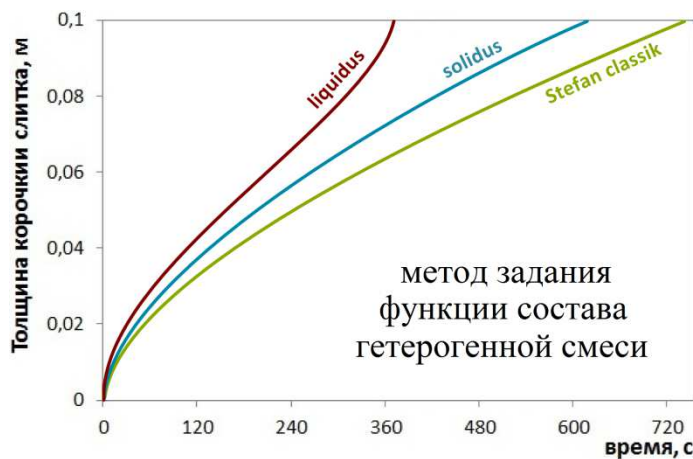


Рисунок 2.15. Сравнение результатов расчёта по классической модели Стефана и по методу задания функции состава гетерогенной смеси.

Таблица 2.1. Результаты сравнительного анализа моделей двухфазной зоны.

Название	Преимущества	Недостатки	Рекомендации
Классическая задача Стефана	даёт гладкое решение на сетке с крупным шагом, большая скорость расчётов, точные результаты при расчётах кристаллизации чистых металлов	чем больший диапазон ликвидус-солидус имеет сплав, тем ниже точность определения положения границы фазового перехода	подходит для прогнозных моделей, для исследований, допускающих приблизительное определение положения границы фазового перехода
Модель квазиравновесной двухфазной зоны	простота вычислений, большое количество исследований с подтверждением адекватности результатов	резкие скачки вычисляемых температур при переходах границ через расчётные узлы, невозможность вычисления величин, связанных с производными	для исследований в режиме офлайн на сетках с мелким шагом; неприемлема для прогнозных моделей; непригодна для расчётов при узком диапазоне ликвидус-солидус
Метод задания функции состава гетерогенной смеси	не требуется сглаживания теплофизических параметров на границах зоны фазового перехода	большая погрешность, связанная с предположением о том, что температура внутри двухфазной зоны постоянна	подходит для расчётов при узком диапазоне ликвидус-солидус
Метод задания условий Стефана для границ двухфазной зоны	гладкое решение соответствующего конечно-разностного аналога поставленной задачи на разностной сетке с любым шагом по пространству	погрешность вычислений связанная с предположением о линейном распределении температуры в двухфазной зоне	пригоден для прогнозной модели, рассчитывающей тепловое состояние на горизонте прогнозирования со скоростью в несколько раз превышающей режим реального времени

2.6. Выводы

В главе проанализированы существующие и вновь разрабатываемые методы моделирования температурного поля непрерывнолитой заготовки.

Для увеличения скорости расчётов, производимых по моделям кристаллизации, включающим условия Стефана, предложена методика расчёта положения границы раздела фаз и температуры в узлах вблизи фазового перехода по дополнительному равномерному шаблону, который позволяет устанавливать тот же шаг по времени, что и для основной явной конечно-разностной схемы, применяемой при расчётах поля температур. Разработан способ вычисления положения неизвестной границы фазового перехода в задаче Стефана, позволяющий производить расчёты в несколько раз быстрее, чем в реальном режиме времени, что делает возможным использование соответствующей математической модели в системе автоматического управления производственным процессом непрерывной разливки.

Разработана математическая модель температурного поля непрерывнолитой заготовки с наличием двухфазной зоны с использованием условий Стефана и новый метод определения положения границ фазового перехода, позволяющий рассчитывать толщину формирующейся оболочки слитка и длину жидкой фазы вдоль технологической оси, а также скорости продвижения изотерм и границ фазового перехода и градиенты температур вблизи фазового перехода при стационарных и нестационарных режимах разливки.

Проведено системное сопоставление различных моделей температурного поля с расчётом границ фазового перехода по условиям Стефана, по квазиравновесной модели, по методу введения функции состава гетерогенной смеси, а также по разработанному новому методу нахождения положения двухфазной зоны внутри непрерывного слитка, которое позволяет выбирать структуру математической модели наиболее соответствующую требованиям конкретной практической задачи, в частности быстроедействие для прогнозных моделей, вычисление производных при расчётах скоростей и температурных градиентов или имитационное моделирование, замещающее натурные эксперименты.

ГЛАВА 3

ПРОГНОЗНАЯ МОДЕЛЬ ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ РАЦИОНАЛЬНЫХ ПАРАМЕТРОВ ОХЛАЖДЕНИЯ КРИСТАЛЛИЗАТОРА

В главе рассматриваются тепловые процессы, происходящие в зоне первичного охлаждения МНЛЗ – кристаллизаторе, представлены методы моделирования температурных полей и определения с их помощью рациональных параметров охлаждения кристаллизатора. В первом параграфе дана характеристика изучаемых тепловых процессов, происходящих в кристаллизаторе МНЛЗ. Во втором параграфе представлена математическая модель нестационарного температурного поля непрерывнолитой заготовки и стенок кристаллизатора. Модель учитывает зависимости теплофизических параметров от температуры, наличие зазора между поверхностью слитка и стенкой кристаллизатора, характер водяного охлаждения кристаллизатора. В третьем параграфе представлены и проанализированы результаты расчетов по разработанным моделям. В четвёртом параграфе изложены методики определения рациональных параметров охлаждения кристаллизатора. Пятый параграф содержит выводы по главе.

3.1. Характеристика тепловых процессов в кристаллизаторе

Кристаллизатор является важнейшим конструктивным элементом МНЛЗ. Он представляет собой водоохлаждаемую форму [109], в которую заливается жидкий металл и где происходит образование твердой корочки по периметру сечения заготовки (рис 3.1). Теплота, выделяющаяся при охлаждении и затвердевании, отводится через металлическую, как правило, медную стенку [86, 158]. Затвердевшая по периметру заготовка вытягивается из противоположной заливке (чаще всего нижней) части кристаллизатора в зону вторичного охлаждения (ЗВО).

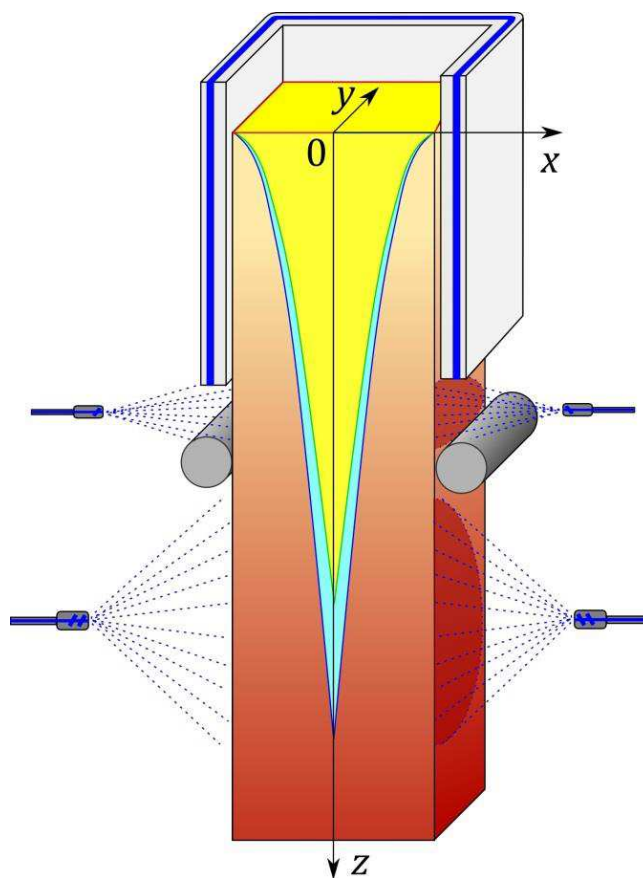


Рисунок 3.1. Схема кристаллизации непрерывнолитой заготовки внутри водоохлаждаемого кристаллизатора и по выходу из него

В зоне кристаллизатора отводится от 10% до 30% всего тепла, отводимого от непрерывнолитой заготовки в МНЛЗ [160]. Тепло от слитка через медные стенки передаётся охлаждающей воде. Охлаждающая вода под давлением движется по

каналам внутри стенок кристаллизатора от нижнего коллектора к верхнему, и отбирая тепло от стенок кристаллизатора. Для исключения плёночного режима кипения и предупреждения засорения каналов накипью, вода движется с большой скоростью (для сляба сечением 200x1000 скорость составляет приблизительно 8,3 м/с). Тепловой перепад температуры воды на входе в каналы кристаллизатора и на выходе составляет приблизительно 4,5 – 9,6°C. Расход воды на кристаллизатор слябовой МНЛЗ составляет 300-350 м³/час.

Теплосъём в кристаллизаторе достаточно велик, чтобы на уровне мениска, жидкий металл, коснувшись медной стенки, сразу же кристаллизовался. Для непрерывного плоского слитка экспериментально установлено [167], что жидкий металл не касается стенок кристаллизатора. Затвердевание начинается уже на выпуклой части мениска (рис. 3.2), что подтверждается многочисленными исследованиями, например в [160, 227].

Затвердевающий расплав содержит три основные зоны – твёрдую, жидкую и расположенную между ними двухфазную, которая состоит из смеси затвердевших кристаллов и жидкой фазы. В интервале температур ликвидуса – солидуса наблюдается зарождение и рост кристаллов. На рис. 3.2. показаны результаты определения поля температур вблизи мениска, приведённые в [160].

По длине кристаллизатора выделяется две характерные зоны [104]. В верхней части контакт между поверхностью слитка и стенкой кристаллизатора наиболее плотный. Эту зону можно характеризовать как зону повышенного теплосъёма. По мере продвижения заготовки и увеличения толщины твёрдой корочки в связи с усадкой затвердевшего металла площадь поперечного сечения слитка уменьшается, и между стенками кристаллизатора и слитком появляется зазор, заполненный смесью шлакового гарниссажа и воздуха и ухудшающий теплоотдачу. Для устранения этого явления стенки кристаллизатора выполняются с учётом усадки металла. Однако полностью избавиться от зазора не удаётся. Остаются микрозазоры, обусловленные шероховатостью поверхностей слитка и кристаллизатора. Поэтому в расчётах вводят понятие эффективной толщины зазора, что позволяет определять плотность теплового потока на границе слитка и

кристаллизатора. Необходимо также отметить, что для середины широкой грани слитка между стенками кристаллизатора и поверхностью заготовки всегда существует именно вышеупомянутый микрозазор, увеличиваться которому не позволяет ферростатическое давление, плотно прижимающее твердую оболочку к стенке кристаллизатора.

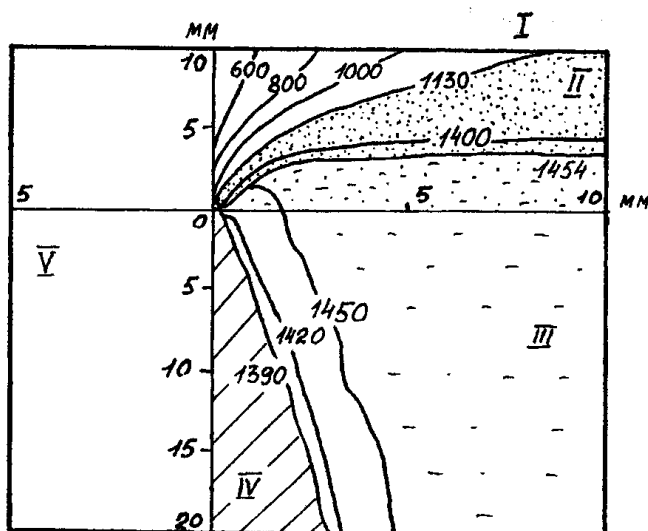


Рисунок 3.2. Распределение температур вблизи мениска, (°C): I – сыпучая шлакообразующая смесь, II – жидкий шлак, III – жидкая сталь, IV – твёрдая корочка, V – стенка кристаллизатора [160].

Расстояние от верхней кромки кристаллизатора до уровня жидкой стали поддерживается в пределах 150 – 250 мм. Поддержание уровня металла в кристаллизаторе является отдельной, достаточно сложной задачей. В настоящее время созданы такие системы регулирования уровня металла в кристаллизаторе установки непрерывного литья заготовки (УНРС), которые способны удерживать заданный уровень жидкого металла с точностью до 1 мм.

Для предотвращения прилипания слитка к внутренним поверхностям стенок кристаллизатор совершает возвратно-поступательные колебания вдоль оси слитка. Амплитуда колебаний современных кристаллизаторов составляет приблизительно 2 – 4 мм.

Тепловой режим кристаллизатора [104] должен быть организован таким образом, чтобы при выходе из кристаллизатора толщина затвердевшей оболочки слитка была бы достаточна, чтобы исключить прорыв жидкого металла. При этом распределение интенсивности теплоотвода по периметру и длине слитка должно быть таким, чтобы обеспечить отсутствие недопустимых напряжений, которые могли бы привести к появлению трещин.

Изучение закономерностей теплообмена между заготовкой и кристаллизатором является актуальной задачей, т.к. от них зависит скорость вытягивания слитка и качество поверхностных и подповерхностных слоёв заготовки.

3.2. Математическая модель температурного поля кристаллизатора

Процесс рассматривается в системе координат привязанной к конструкции МНЛЗ (рис.3.3). Конвективно-кондуктивный перенос теплоты в непрерывном слитке внутри кристаллизатора описывается нелинейным нестационарным уравнением в частных производных (2.3).

Предполагается, что разливка производится под шлаком, следовательно, тепловой поток от зеркала расплава считается равным нулю.

Считается, что охлаждение симметрично, следовательно, для осевых продольных сечений слитка граничные условия записываются как равенство нулю тепловых потоков (2.4).

Граничные условия на поверхности слитка внутри кристаллизатора формулируются с учетом наличия зазора между слитком и стенками кристаллизатора. Зазор образуется за счет шероховатостей поверхности слитка и внутренней поверхности кристаллизатора. Частично он заполнен шлаковым гарнисажем, частично -- газовыми включениями. Если представить величину и содержимое зазора в виде распределенных параметров не представляется возможным, вводятся так называемые эффективные (осреднённые) величина зазора и коэффициент теплопроводности. В случае наличия информации о

распределении величины зазора вдоль поверхности слитка в кристаллизаторе, постоянную δ (эффективная толщина зазора между поверхностью слитка и стенкой кристаллизатора) в следующем уравнении заменяют функцией. Граничные условия на поверхности слитка вдоль широкой грани имеют вид:

$$\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=l} = \frac{\lambda_g}{\delta} (T|_{x=l+\delta} - T|_{x=l}) + \sigma_n \left[\left(\frac{T|_{x=l+\delta}}{100} \right)^4 - \left(\frac{T|_{x=l}}{100} \right)^4 \right] \quad (3.1)$$

$$0 < y \leq w, \quad 0 < z \leq Z,$$

где λ_g – коэффициент теплопроводности смеси шлакового гарнисажа и воздуха в зазоре, $T|_{x=l}$ – температура поверхности слитка, $T|_{x=l+\delta}$ – температура касающейся слитка поверхности стенки кристаллизатора, σ_n – приведённый коэффициент излучения. Аналогично формулируются условия для узкой грани слитка.

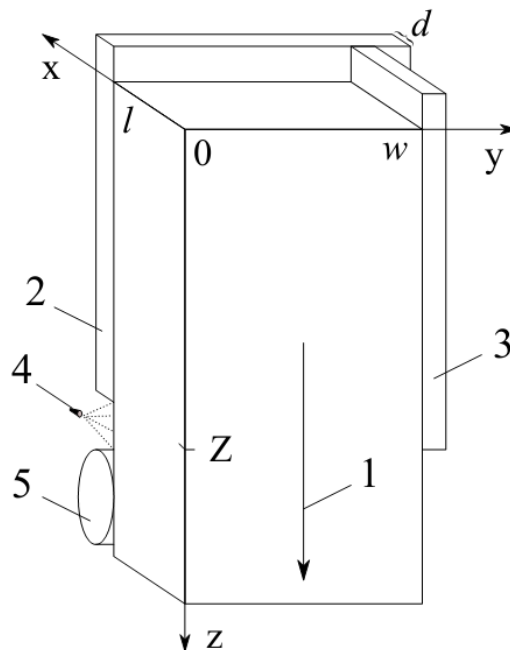


Рисунок 3.3. Система координат относительно рассматриваемой области.

1 - направление движения слитка, 2 - широкая стенка кристаллизатора, 3 - узкая стенка кристаллизатора, 4 - форсунки, подающие водо-воздушную смесь, 5 - опорно-приводные ролики.

Уравнение теплопроводности в стенке кристаллизатора учитывает зависимость теплофизических характеристик материала стенки от температуры [179]:

$$\frac{\partial T(\tau, x, z)}{\partial \tau} = \frac{1}{c_m(T)\rho_m(T)} \left\{ \frac{\partial}{\partial x} \left[\lambda_m(T) \frac{\partial T}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[\lambda_m(T) \frac{\partial T}{\partial z} \right] \right\} \quad (3.2)$$

$$z_0 < z < Z, \quad l + \delta < x < l + \delta + d,$$

где $\lambda_m(T)$, $c_m(T)$, $\rho_m(T)$ – теплопроводность, теплоёмкость, плотность материала стенок кристаллизатора; d – толщина стенок кристаллизатора до водяных каналов. l , w – характерные размеры кристаллизатора (рис. 3.3); z_0 – высота стенки кристаллизатора над уровнем расплава; $z \in (0, Z)$ соответствует участку поверхности стенки кристаллизатора обращенной к слитку ниже уровня мениска, $z \in (z_0, 0)$ – участку выше уровня мениска.

Аналогично задаётся уравнение теплопроводности для другой стенки кристаллизатора.

Граничные условия для стенки кристаллизатора:

- поверхность, обращенная к воде:

$$\begin{aligned} \lambda_m(T) \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=l+\delta+d} &= \alpha_b (T_b - T|_{x=l+\delta+d}), \\ \lambda_m(T) \frac{\partial T}{\partial y} \Big|_{y=w+\delta+d} &= \alpha_b (T_b - T|_{y=w+\delta+d}), \end{aligned} \quad (3.3)$$

$$z_0 < z < Z,$$

где α_b – коэффициент теплоотдачи от стенки кристаллизатора к воде; T_b – температура охлаждающей воды в канале кристаллизатора;

- на верхней и нижней поверхностях стенок:

$$\begin{aligned} \lambda_m(T) \frac{\partial T}{\partial z} \Big|_{z=Z} &= \alpha_2 (T_{\text{окр.ср.2}} - T|_{z=Z}), \quad l < x < d, \\ -\lambda_m(T) \frac{\partial T}{\partial z} \Big|_{z=z_0} &= \alpha_3 (T_{\text{окр.ср.3}} - T|_{z=z_0}), \quad l < x < d, \end{aligned} \quad (3.4)$$

где α_2 , α_3 – коэффициенты теплоотдачи на соответствующих поверхностях; $T_{\text{окр.ср.2,3}}$ – температура окружающей среды

- теплопередача между поверхностью слитка и внутренней поверхностью стенки кристаллизатора:

$$\lambda_m(T) \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=l+\delta} = \frac{\lambda_{\Gamma.3}}{\delta} (T|_{x=l} - T|_{x=l+\delta}) + \sigma_n \left[\left(\frac{T|_{x=l}}{100} \right)^4 - \left(\frac{T|_{x=l+\delta}}{100} \right)^4 \right], \quad (3.5)$$

$$0 < z \leq Z,$$

где $\lambda_{\Gamma.3}$ – коэффициент теплопроводности смеси в зазоре; σ_n – приведённый коэффициент излучения между поверхностью слитка и внутренней поверхностью стенки кристаллизатора;

- на внутренней поверхности стенки кристаллизатора над уровнем расплава:

$$\begin{aligned} -\lambda_m(T) \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=l+\delta} = \\ = \alpha_4 (T_{\text{окр.ср.1}} - T|_{x=l+\delta}) + C_n \left[\left(\frac{T_{\text{окр.ср.1}}}{100} \right)^4 - \left(\frac{T|_{x=l+\delta}}{100} \right)^4 \right] \end{aligned} \quad (3.6)$$

$$z_0 < z < 0$$

где $T_{\text{окр.ср.1}}$ – температура окружающей среды; C_n – приведенный коэффициент излучения от стенки кристаллизатора над уровнем расплава.

Условия (3.4) – (3.6) для другой стенки кристаллизатора задаются аналогично.

Температура охлаждающей воды в канале кристаллизатора описывается следующим балансовым уравнением:

Балансовое уравнение описывает распределение температуры охлаждающей воды в канале кристаллизатора:

$$c_B S_B v_B \frac{\partial T_B(\tau, z)}{\partial z} = P_c \alpha_1 (T_B(\tau, z) - T|_{x=d}) - P_{\text{вн}} \alpha_{\text{вн}} (T_B(\tau, z) - T_{\text{вн}}) \quad (3.7)$$

где c_B – объёмная теплоёмкость воды, Дж/(К·м³); S_B – сечение для прохода воды, м²; v_B – скорость воды, м/сек; P_c – периметр стенки кристаллизатора, м; $P_{\text{вн}}$ – периметр внешней стенки; $\alpha_{\text{вн}}$ – коэффициент теплоотдачи от воды к внешней стенке, $T_{\text{вн}}$ – температура внешней стенки.

Известно значение температуры на входе в канал кристаллизатора в любой момент времени:

$$T_B(0, Z) = T_{\text{вв}}(\tau) \quad (3.8)$$

и её начальное распределение внутри канала:

$$T_B(0, z) = T_{B0}(z) \quad (3.9)$$

Заданы начальные условия для всего поля температур слитка в кристаллизаторе и стенок кристаллизатора:

$$T(0, x, y, z) = T_0(x, y, z). \quad (3.10)$$

Положение границы между жидкой и твердой фазами металла (границы раздела фаз) для сляба задаются классическими условиями Стефана (п. 2.4.1) поскольку в дальнейшем для сляба решается задача оптимального размещения форсунок в зоне вторичного охлаждения и интерес в первую очередь представляют температуры поверхности и подповерхностных слоёв сляба.

Для сортовой заготовки положение границы раздела фаз задаётся условиями, представленными в п. 2.4.5, поскольку для сортовой заготовки в дальнейшем решается задача оперативного определения глубины и формы жидкой лунки.

Из кристаллизатора затвердевшая по периметру заготовка вытягивается в зону вторичного охлаждения (ЗВО), где продолжается интенсивный отбор тепла до окончательного затвердевания. Температурное поле в ЗВО рассматривается в следующих главах данной диссертационной работы.

Конечно-разностная аппроксимация и алгоритм нахождения неизвестной границы представлены в п. 2.3.

Уравнению теплопроводности внутри стенки кристаллизатора (3.2) ставится в соответствие следующая конечно-разностная аппроксимация:

$$\begin{aligned} \frac{T_{k+1,i,j} - T_{k,i,j}}{\Delta\tau} = \\ = \frac{1}{c_{k,i,j}\rho_{k,i,j}} \left\{ \lambda_{k,i,j} \frac{T_{k,i+1,j} - 2T_{k,i,j} + T_{k,i-1,j}}{(\Delta x)^2} + \frac{\lambda_{k,i,j} - \lambda_{k,i-1,j}}{\Delta x} \cdot \frac{T_{k,i,j} - T_{k,i-1,j}}{\Delta x} + \right. \\ \left. + \lambda_{k,i,j} \frac{T_{k,i,j+1} - 2T_{k,i,j} + T_{k,i,j-1}}{(\Delta z)^2} + \frac{\lambda_{k,i,j} - \lambda_{k,i,j-1}}{\Delta z} \cdot \frac{T_{k,i,j} - T_{k,i,j-1}}{\Delta z} \right\} \end{aligned} \quad (3.11)$$

с погрешностью $O[\Delta\tau, (\Delta x)^2, (\Delta z)^2]$.

Разностные уравнения, соответствующие граничным условиям (3.3) выбираются следующим образом:

$$\lambda_{k,i,j} \frac{T_{k,N+K-1,j} - 4T_{k,N+K,j} + 3T_{k,N+K+1,j}}{2\Delta x} = \alpha_1 (T_{v_{k,j}} - T_{k,N+K+1,j}) \quad (3.12)$$

Аналогично записываются конечно-разностные уравнения для других границ стенки кристаллизатора.

Балансовому уравнению (11)(2.54) соответствует уравнение

$$c_B S_B v_B \frac{T_{B_{k,j}} - T_{B_{k,j-1}}}{\Delta z} = P_c \alpha_1 (T_{B_{k,j}} - T_{k,N+K+1,j}) - P_{BH} \alpha_{BH} (T_{k,N+K+1,j} - T_{BH}) \quad (3.13)$$

с погрешностью $O[\Delta z]$.

условие устойчивости, ограничивающее максимально допустимый шаг по времени

$$\Delta \tau < \frac{c_{min} \rho_{min} (\Delta x)^2 (\Delta z)^2}{2\lambda_{max} ((\Delta x)^2 + (\Delta z)^2) + v_k (\Delta x)^2 \Delta z \cdot c_{max} \rho_{max}}, \quad (3.14)$$

где Δx и Δz – шаги в направлении соответствующих координат.

3.3. Результаты моделирования температурного поля стенок кристаллизатора и слитка внутри кристаллизатора

Для расчетов было разработано программное обеспечение, которое позволяет производить оценку температурного состояния слитка. Результаты дают представление о распределении температур и толщине твердой корочки в различных сечениях заготовки. Температура и положение границы раздела фаз отображаются в виде цветовых диаграмм и различных графиков (рис. 3.4 – 3.7).

На рис. 3.6 представлена температура поверхности слитка внутри кристаллизатора. Результаты моделирования показывают, что при заданной конструкции кристаллизатора температура в углах слитка снижается существенно быстрее, чем на всей остальной поверхности слитка, что полностью соответствует данным, полученным в промышленных условиях. Таким образом, данная математическая модель может быть использована для проектирования кристаллизаторов и ЗВО.

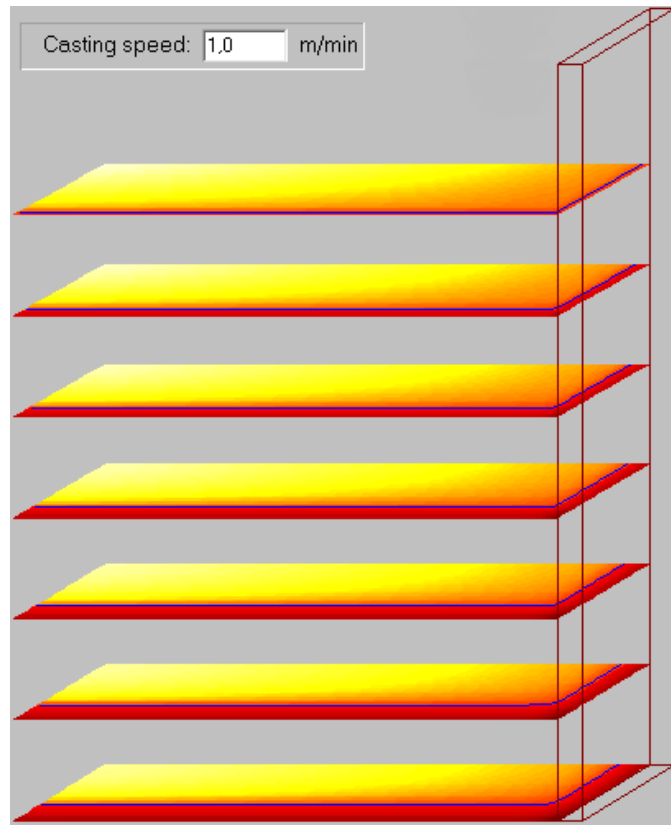


Рисунок 3.4. Температурное поле в поперечных сечениях слэбовой заготовки

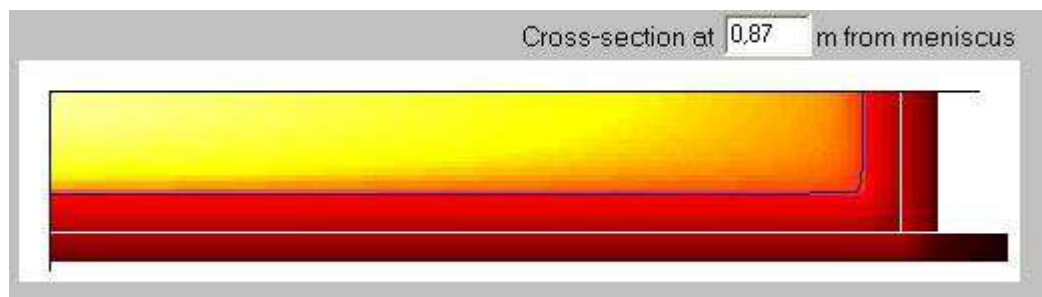


Рисунок 3.5. Температура слитка и стенок кристаллизатора и положение границы раздела фаз в поперечном сечении (четверть).

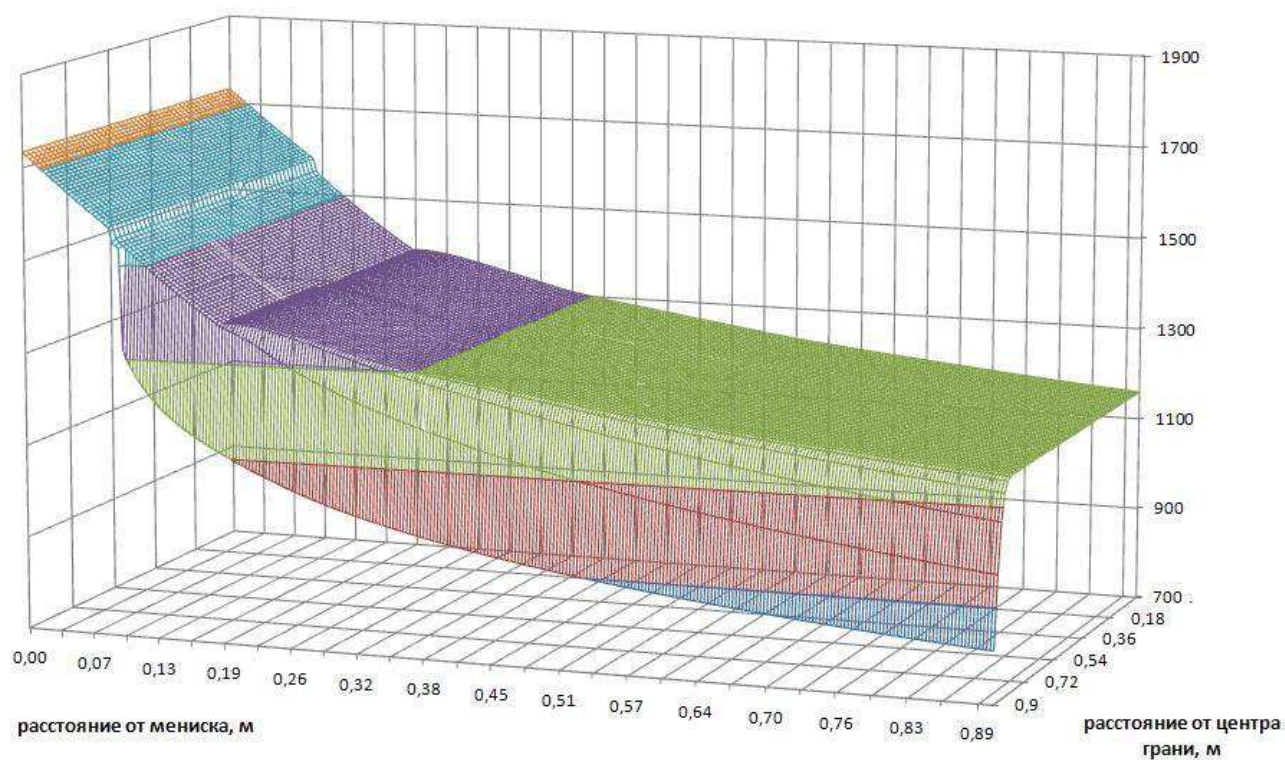


Рисунок 3.6. Температура поверхности широкой грани слитка внутри кристаллизатора.

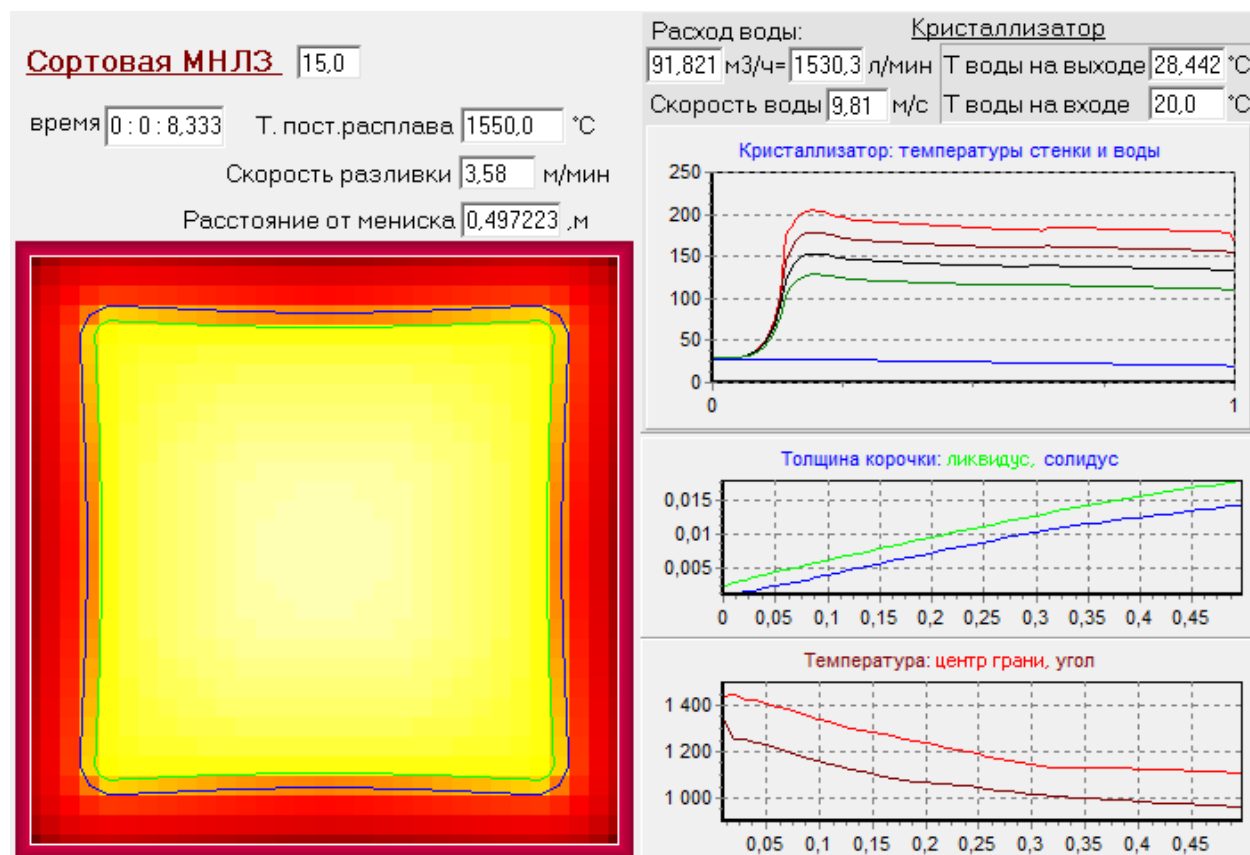


Рисунок 3.7. Визуализация расчётов температурного поля заготовки и стенок кристаллизатора сортовой МНЛЗ ЕМЗ

3.4. Оперативная диагностика теплотехнических процессов, протекающих в кристаллизаторе

Одной из важнейших задач является проведение оперативной диагностики теплотехнических процессов, протекающих в кристаллизаторе [15], поскольку кристаллизаторы МНЛЗ работают в условиях циклических интенсивных тепловых потоков, интенсивного износа, циклических термодинамических напряжений, разных типов эрозии и большом диапазоне температур [159]. В настоящее время системы АСУ ТП практически всех МНЛЗ измеряют и регистрируют перепад температуры охлаждающей воды в кристаллизаторе. Результат этого измерения зачастую является единственным источником информации о текущем тепловом состоянии кристаллизатора и формирующейся в нём заготовки [282]. Одним из недостатков анализа этой величины является то, что она соответствует усредненному тепловому потоку через теплообменную поверхность кристаллизатора к воде. В реальности же теплосъем неравномерно распределён вдоль кристаллизатора [94]. Одним из вариантов решения этой проблемы является калориметрирование кристаллизатора, то есть разбиение охлаждающих каналов, отвечающих за определенные участки поверхности на ряд секций с отдельными подводами и отводами воды, регистрацией её расхода и перепада температур [15]. Недостатком метода является громоздкость и сложность конструкции.

Также в настоящее время наметилась тенденция, когда для создания систем комплексной диагностики работы кристаллизаторов термодатчиками оснащаются серийные кристаллизаторы, например, путем приваривания или прижима термодатчиков к теплообменным поверхностям кристаллизатора [159]. Существует ряд систем, включающих функции оценки теплового состояния при помощи термодатчиков. Одной из самых известных и типичных является система «Кристаллизатор» НПП «ТЕХНОАП», предназначенная для использования на слябовых МНЛЗ.

Недостатком метода диагностики теплового состояния кристаллизатора при помощи термодатчиков является то, что их количество и размеры ограничены. Кроме того, термодатчики чувствительны к электромагнитным полям, возникающим, например, в электромагнитных тормозящих системах или в мешалках. Также для защиты термодатчиков, включая их кабельную разводку, необходимы дорогостоящие предохранительные устройства.

В значительной мере названные проблемы решаются использованием для измерения температуры волоконных световодов, через которые пропускается свет лазера и в ряде специально выделенных точек измерения по длине световода предусмотрена периодическая вариация показателя преломления, зависящая от температуры [136], однако в настоящее время такой подход ещё не получил распространения.

Ещё один способ диагностики, предложенный в [210], основан на углублённой расчётной интерпретации сигнала перепада температуры охлаждающей воды. Показано, что адекватное сравнение работы кристаллизаторов можно производить на основании таких величин как средняя плотность теплового потока с поверхности заготовки в кристаллизаторе ($\bar{q}$), среднее значение коэффициента теплопередачи в кристаллизаторе ($\bar{k}$), средний коэффициент теплоотдачи от корки заготовки к внутренней поверхности кристаллизатора ($\bar{\alpha}$), эффективная толщина газового зазора ($\delta_{эф}$). В этой работе предложены зависимости, позволяющие в режиме реального времени определять значения названных величин. В частности, контроль эффективной толщины газового зазора в режиме реального времени делает возможным оперативный контроль износа внутренней поверхности гильз кристаллизаторов, проверку соответствия конусности кристаллизаторов усадке заготовок, выбор наилучших кристаллизаторов для условий конкретного производства, установление взаимосвязи износа гильз кристаллизаторов с образованием дефекта ромбичности.

Все названные способы диагностики теплового состояния заготовки в кристаллизаторе позволяют в некоторой мере идентифицировать условия теплообмена, однако сами по себе не дают ответа на вопрос о температурном состоянии корочки заготовки формирующейся в кристаллизаторе.

В первом приближении было высказано предположение о целесообразности использования средней плотности теплового потока с поверхности заготовки в кристаллизаторе для задания граничных условий теплообмена на поверхности формирующейся корочки заготовки. Однако проведение соответствующих численных экспериментов дало результаты, не согласующиеся с реальным ходом процесса: корочка, образовавшаяся в районе мениска тут же подплавляется, и устойчивое формирование корки начинается с глубины порядка 200мм от мениска. Причина этого заключается в том, что в начальный период формирования заготовки в кристаллизаторе в реальности плотность теплового потока существенно превосходит среднее для всего кристаллизатора значение этой величины, что обеспечивает начало устойчивого формирования корочки. Таким образом, попытка задания средней плотности теплового потока по всей поверхности заготовки в кристаллизаторе не правомочна.

Известно, что плотность теплового потока имеет максимум в районе мениска или на ближайших соседних горизонтах. Затем она уменьшается и имеет минимальные значения при выходе заготовки из кристаллизатора. Необходимо использовать такой способ задания граничных условий, который бы учитывал эту закономерность.

Анализ различных способов учёта закономерности изменения теплового потока по высоте кристаллизатора показал, что для описания теплообмена в полости кристаллизатора наиболее правильным является использование граничных условий третьего рода на поверхности заготовки. В качестве температурного перепада необходимо использовать разницу температур поверхности корки заготовки в кристаллизаторе и охлаждающей воды. Такой подход позволит достичь уменьшения плотности теплового потока по мере перемещения расчетного поперечного сечения заготовки в кристаллизаторе.

Названная разность температур умножается на коэффициент характеризующий передачу теплоты от поверхности заготовки в кристаллизаторе к охлаждающей воде.

Величины (предложенные в работе [210]) среднего значения коэффициента теплопередачи в кристаллизаторе ($\bar{k}$) и среднего коэффициента теплоотдачи от корки заготовки к внутренней поверхности кристаллизатора $\bar{\alpha}$ не могут быть использованы для этой цели. Так как $\bar{k}$ описывает передачу теплоты от внутренней поверхности корки заготовки, температура на которой равна температуре солидуса. А $\bar{\alpha}$ описывает передачу теплоты от наружной поверхности корки заготовки к внутренней поверхности кристаллизатора.

Для моделирования теплового состояния заготовки в кристаллизаторе с использованием системы диагностики теплотехнических процессов предложено ввести понятие коэффициента теплопередачи от наружной поверхности корки к охлаждающей воде:

$$\bar{k}_{\text{пов}} = \frac{1}{\frac{1}{k_{\text{ср}}} + \frac{\delta_{\text{ср}}}{\lambda_k}}$$

где $k_{\text{ср}}$ – среднее значение коэффициента теплопередачи в кристаллизаторе, Вт/(м²·К); $\delta_{\text{ср}}$ – средняя толщина корки металла в кристаллизаторе, м; λ_k – коэффициент теплопроводности корки заготовки при ее средней температуре, Вт/(м·К). $k_{\text{ср}}$ определяется по сигналам датчиков системы диагностики (текущих значений перепада температуры охлаждающей воды в кристаллизаторе и ее расхода.), по специально разработанным зависимостям. Значение $\delta_{\text{ср}}$ в первом приближении задается на основании практического опыта и может быть откорректировано по результатам моделирования.

Для тестирования разработки было проведено моделирование для сортовой заготовки с размером сечения 150x150 мм. В расчётах принята высота слитка внутри кристаллизатора 0,862 м, скорость разливки 3,58 м/мин. Рабочий расход воды на охлаждение кристаллизатора 2000 л/мин, средняя температура охлаждающей воды 24,2°С.

Для задания $\bar{k}_{\text{пов}}$ использованы усредненные данные о расходе охлаждающей воды на кристаллизатор и перепаде температуры охлаждающей воды на кристаллизаторе, полученные из тренда данных на ручье сортовой МНЛЗ. Определенное таким образом значение $\bar{k}_{\text{пов}}$ составляет 1320 Вт/(м²·К).

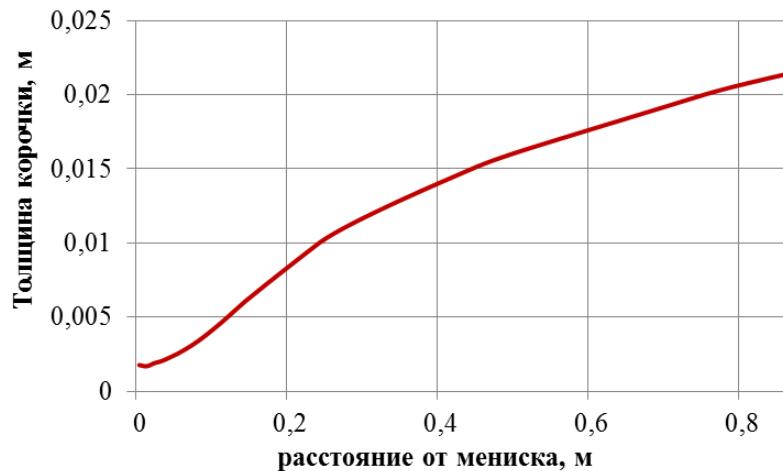


Рисунок 3.8. Толщина корочки слитка по высоте кристаллизатора

Результаты моделирования, представленные на рис. 6 и рис. 7, хорошо согласуются с данными, полученными в производственных условиях.

Таким образом, целесообразным представляется использование данной разработки в системах АСУ ТП МНЛЗ в режиме реального времени для отслеживания динамики изменения состояния температурного поля слитка внутри кристаллизатора, а также толщины формирующейся в нём твёрдой корочки.

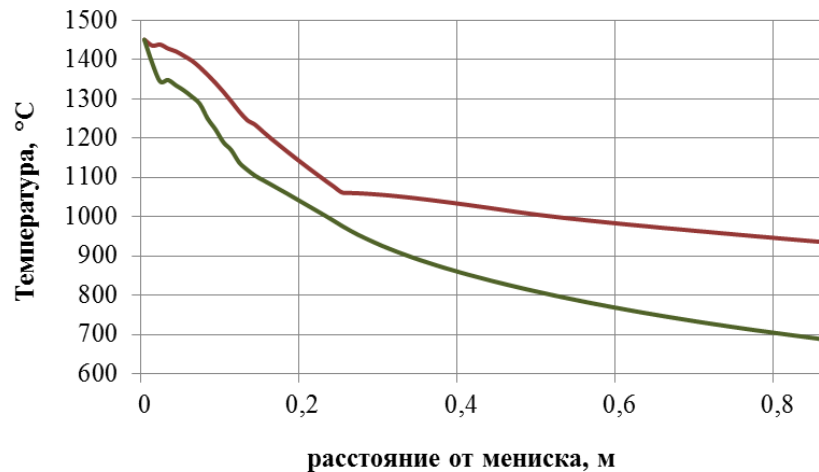


Рисунок 3.9. Температура поверхности слитка по центру грани и углу

3.5. Определение рациональных параметров охлаждения кристаллизатора

Кристаллизатор является одним из наиболее важных узлов, определяющих рациональную работу машины непрерывного литья заготовок (МНЛЗ) и оптимальное качество непрерывнолитой заготовки. В нём за счет отвода тепла от расплава охлаждающей водой (от 10 % до 30 % всего тепла) происходит формообразование заготовки [58].

С увеличением скорости вытягивания и величины перегрева над температурой кристаллизации уменьшается толщина затвердевшей корки металла на выходе из кристаллизатора. Хорошо видно, что при небольшой величине перегрева стали над температурой начала кристаллизации, весь перегрев успевает сняться в кристаллизаторе. Для обеспечения необходимой толщины корочки на выходе из кристаллизатора нужно снижать или скорость вытягивания слитка из кристаллизатора, или температуру металла в промежуточном ковше.

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) [22].

3.6. Выводы

Представленная трехмерная математическая модель нестационарного температурного поля непрерывнолитой заготовки и стенок кристаллизатора позволяет производить оценку температурного состояния слитка в различные моменты времени для заданных конструкции кристаллизатора и ЗВО, марки разливаемой стали, скоростей вытягивания слитка и режимов охлаждения. Модель и соответствующее разработанное программное обеспечение могут быть использованы для проектирования конструкций машин непрерывного литья заготовок (МНЛЗ), для имитационного моделирования на этапе синтеза систем автоматического управления (САУ), а также в процессе функционирования САУ МНЛЗ.

Разработанный подход позволяет производить моделирование теплового состояния заготовки, формирующейся в кристаллизаторе, с использованием системы диагностики теплотехнических процессов. Для задания граничных условий используются условия третьего рода, в которых задействована величина теплопередачи от наружной поверхности корки к охлаждающей воде. Тестирование разработки с обработкой данных от датчиков системы АСУ ТП позволило получить результаты, хорошо согласующиеся с имеющимся экспериментальным материалом.

ГЛАВА 4

ИЗМЕНЕНИЯ ФОРМЫ ЖИДКОЙ ЛУНКИ ПРИ ВАРЬИРОВАНИИ ПАРАМЕТРОВ ПРОЦЕССА НЕПРЕРЫВНОЙ РАЗЛИВКИ

В главе исследовано влияние различных параметров процесса разлики на форму и глубину жидкой лунки внутри непрерывного слитка. В первом параграфе описаны процессы, определяющие положение двухфазной зоны и глубину жидкой лунки в непрерывнолитой заготовке. Второй параграф посвящён практическим аспектам моделирования температурного поля непрерывнолитого сляба и формы жидкой лунки. В третьем параграфе излагается исследование функций чувствительности и влияния различных параметров процесса разлики на форму и глубину жидкой лунки слябовой заготовки. В четвёртом параграфе представлено исследование реакции формы и глубины жидкой лунки на изменения различных параметров технологического процесса разлики для сортовой заготовки. Пятый параграф содержит экспериментальное подтверждение результатов моделирования для сортовой заготовки. В шестом приведены выводы по главе.

4.1. Процессы, определяющие положение двухфазной зоны и глубину жидкой лунки в непрерывнолитой заготовке

Проектирование машин непрерывного литья заготовок (МНЛЗ), синтез систем автоматического управления (САУ) непрерывной разливкой стали, а также разработка адекватной математической модели, используемой для первых двух целей, требует исследования влияния одних параметров процесса на изменение других параметров. Наличие такой информации способствует более глубокому пониманию технологического процесса и особенностей разработки математических моделей, учитывающих все важные детали. Также это может служить обоснованием отказа от учета в модели пренебрежимо малых воздействий на интересующие разработчика процессы и параметры. Кроме вышеперечисленного исследование влияния глубины и формы жидкой лунки непрерывнолитого слитка на изменения параметров процесса непрерывной разливки также представляет интерес при решении задачи увеличения производительности МНЛЗ.

Управление реальными системами различного вида осуществляется, как правило, в условиях неопределенности, обусловленной самыми разнообразными причинами, например, наличием неточно заданных внешних возмущений, погрешностями при выполнении программы управления, ошибками в канале измерений, запаздыванием обработки результатов измерений и т.д. Вследствие этого математическая модель может не соответствовать реальному объекту, для описания которого она служит. Для создания модели, достаточно точно описывающей реальный объект или процесс, необходима ее идентификация. Одной из задач идентификации является адаптация, т.е. способность модели к самонастройке по вновь поступающим данным в процессе ее функционирования параллельно с реальным процессом. При этом возникают различные подзадачи, связанные с анализом чувствительности и устойчивости относительно возмущений. Все эти задачи являются традиционными в теории автоматического управления [55].

Поскольку совершенствование технологии обусловлено требованиями увеличения производительности и повышения качества выпускаемой продукции, многие исследования процессов управления непрерывной разливкой стали посвящены управлению глубиной жидкой фазы [281] или процессами, непосредственно зависящими от формы жидкой лунки (например, мягкого обжата). При этом возникает необходимость изучения реакции этих параметров на различные изменения других параметров процесса. Кроме того, нужно выяснить чувствительность формы жидкой лунки к параметрам математической модели, которые в силу ограниченности информации могут быть заданы неточно.

Авторы работы [144] отмечают, что основными задачами теории чувствительности являются анализ влияния изменений конструктивных параметров и внешних условий на динамику системы, а также синтез систем, малочувствительных к малым изменениям этих параметров. Таким образом, анализ чувствительности связан с изучением влияния изменения параметров на поведение динамических систем [185].

В [317] представлено применение упрощенной модели для анализа чувствительности процесса кристаллизации. Применительно к процессу непрерывной разливки стали анализ параметрической чувствительности температурного поля относительно внешних воздействий (теплофизических свойств и температуры кристаллизатора, а также температуры поступающего расплава) был проведен в работе [316]. В [251] были определены функции чувствительности для исследования степени влияния изменения входных параметров (расхода охлаждающей воды в кристаллизаторе и в каждой секции зоны вторичного охлаждения (ЗВО)) на изменение температуры поверхности слитка. На основе анализа чувствительности в работе [294] исследуется влияние коэффициента внешней теплоотдачи на процесс кристаллизации.

Однако, как уже было сказано, при разработке адекватной математической модели и проектировании МНЛЗ, при синтезе САУ непрерывной разливкой стали, а также при изучении вопроса об увеличении производительности МНЛЗ

возникает задача определения зависимости глубины и формы жидкой лунки от других – возмущающих и управляющих – параметров процесса разливки.

Таким образом, возникает задача определения степени влияния различных параметров процесса непрерывной разливки на форму жидкой лунки в продольном сечении непрерывнолитого сляба.

Информацию о степени влияния одних параметров изучаемой системы на другие дают функции чувствительности [144], для нахождения которых необходимо иметь соответствующие данные о рассматриваемой системе. Эти данные могут быть получены либо с помощью моделирования, либо путем непосредственных измерений на физической модели. Поскольку анализ чувствительности имеет особенно большое значение на этапе синтеза САУ, на практике функции чувствительности наиболее часто определяются по математической модели объекта [185]. Для исследований выбрана математическая модель температурного поля непрерывнолитого сляба, аналог которой установлен в ПАО «Металлургический комбинат “Азовсталь”» (Мариуполь, Украина). Подробное описание модели приведено в работе [177].

4.2. Моделирование температурного поля непрерывнолитого сляба и формы жидкой лунки

Математическая модель температурного поля непрерывнолитого сляба учитывает зависимость теплофизических характеристик металла от температуры. Конвективно-кондуктивный перенос тепла в слитке и теплообмен в стенках кристаллизатора описываются нелинейными нестационарными уравнениями в частных производных. Для части слитка, находящейся внутри кристаллизатора, заданы граничные условия, соответствующие характеру теплообмена при разливке под шлаком и наличии между поверхностью слитка и стенкой кристаллизатора зазора, заполненного частично шлаковым гарнисажем, частично – газом. Для всех дифференциальных уравнений заданы необходимые условия

однозначности (граничные и начальные). Система координат привязана к МНЛЗ (рис. 4.1), начало координат находится на уровне мениска.

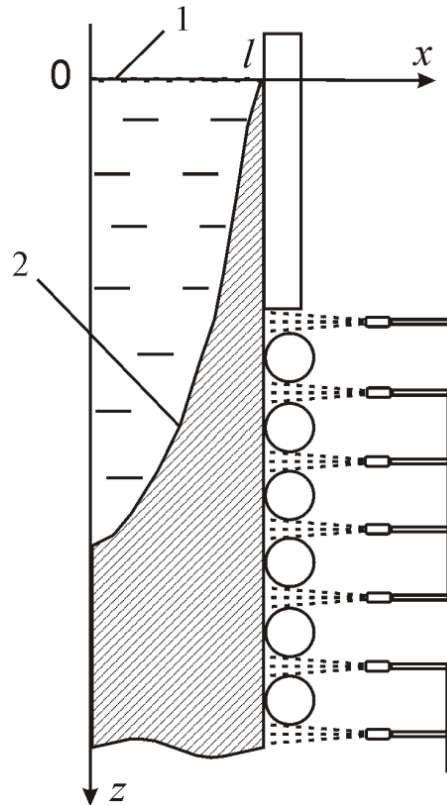


Рисунок 4.1. Схема моделируемой области температурного поля непрерывнолитого сляба: 1 – уровень мениска; 2 – граница между твердой и жидкой фазами

Конвективно-кондуктивный перенос тепла для слитка в ЗВО МНЛЗ описывается следующим уравнением:

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} + v(\tau) \frac{\partial T}{\partial z} = \frac{1}{c(T)\rho(T)} \left\{ \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial z} \right) \right\}, \quad (4.1)$$

где τ – время; $T = T(\tau, x, z)$ – температура; $v(\tau)$ – скорость движения слитка; $c(T)$ – удельная теплоемкость; $\rho(T)$ – плотность; $\lambda(T)$ – теплопроводность разливаемого металла.

Положение неизвестной границы раздела фаз $x = \xi(z)$ определяется из условия равенства температур и условия Стефана

$$T(x, z)|_{\xi+} = T(x, z)|_{\xi-} = T_{kr}, \quad (4.2)$$

$$\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial \bar{n}} \Big|_{\xi_-} - \lambda(T) \frac{\partial T}{\partial \bar{n}} \Big|_{\xi_+} = \mu \rho_{kr} \left(v(\tau) \frac{\partial \xi}{\partial z} + \frac{\partial \xi}{\partial \tau} \right), \quad (4.3)$$

где $\bar{n}$ – нормаль к поверхности раздела фаз; μ – скрытая теплота кристаллизации; T_{kr} – температура кристаллизации (средняя из интервала ликвидус–солидус); ξ – граница раздела фаз.

Граничные условия в ЗВО учитывают сложный механизм теплоотвода вследствие конвекции и излучения тепла:

$$-\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=l} = \alpha(G_m(\tau), z)(T_{lm} - T|_{x=l}) + C_m(T_{lm}^4 - (T|_{x=l})^4), \quad (4.4)$$

где $\alpha(G_m(\tau), z)$, C_m и T_{lm} – коэффициент теплоотдачи на поверхности слитка, приведенный коэффициент излучения на поверхности слитка и температура окружающей среды в m -й секции ЗВО соответственно; l – полутолщина слитка ($x = l$ – точка на поверхности слитка); $G_m(\tau)$ – расход воды в m -й секции ЗВО. Заданы начальные условия для поля температур и положения границы фазового перехода. Нелинейная краевая задача решается методом конечных разностей. Положение неизвестной границы рассчитывается по методу [249].

Для базовых расчетов приняты: толщина сляба 0,2 м; скорость вытягивания слитка $v = 1$ м/мин; температура поступающего расплава 1550°C ; теплофизические параметры приняты для стали 40Х, процентный состав которой (ГОСТ 4543–71): С 0,36–0,44; Si 0,17–0,37; Mn 0,5–0,8; Ni до 0,3; S до 0,035; P до 0,035; Cr 0,8–1,1; Cu до 0,3.

4.3. Исследование функций чувствительности и влияния различных параметров процесса разлива на форму и глубину жидкой лунки слябовой заготовки

4.3.1. Функции чувствительности

Функция чувствительности параметра a по параметру b определяется как производная функции состояния a по параметру b [55]. Определение функций чувствительности различных порядков дано в работе [144]. В ней исследуются функции чувствительности первого порядка, которые представляют собой частные производные различных переменных состояния и показателей качества по параметрам соответствующей определяющей группы. В данной работе также вычисляются функции чувствительности первого порядка.

Обозначим p – параметр, влияние изменений которого нужно определить, соответственно Δp – его изменения. Тогда функция чувствительности положения границы раздела фаз – это предел отношения разности значений положения границы раздела фаз на одном и том же расстоянии от мениска к Δp при $\Delta p \rightarrow 0$. Поскольку постановка задачи численная, вычисляется положение границы фазового перехода в установившемся режиме сначала при значении p , а затем при $p + \Delta p$. Пусть на некотором расстоянии от мениска получены значения ξ_1 и ξ_2 соответственно. $\Delta \xi = \xi_2 - \xi_1$. Отношение $\Delta \xi / \Delta p$ есть приближительное значение функции чувствительности $\partial \xi / \partial p$ в этой точке.

4.3.2. Реакция формы и глубины жидкой лунки на варьирование скорости вытягивания слитка

В процессе разлива стали скорость вытягивания слитка стараются поддерживать на определенном, технологически обусловленном уровне. Однако по техническим причинам скорость может изменяться в некотором диапазоне.

Кроме того, приходится периодически на небольшое время снижать нормативно установленную скорость для проведения необходимых технологических операций (замена погружного стакана и т.п.). При изменениях скорости вытягивания слитка меняется и глубина жидкой лунки. Некоторыми исследователями делаются попытки разработать алгоритмы управления глубиной жидкой лунки путем регулирования расхода воды в ЗВО [281]. Для этого необходимо знать, насколько сильно на форму жидкой лунки влияют изменения скорости вытягивания слитка и насколько – режимы вторичного охлаждения.

На рис. 4.2 представлены графики, отражающие положение границы фазового перехода при различных скоростях вытягивания слитка. Функции чувствительности $\partial\xi/\partial v$ (рис. 4.3) показывают, что наибольшая реакция наблюдается в точке окончательного затвердевания, т.е. глубина расположения жидкой лунки существенным образом зависит от скорости вытягивания слитка. Чем ниже скоростной режим, тем больше изменения скорости влияют на глубину и форму жидкой лунки.

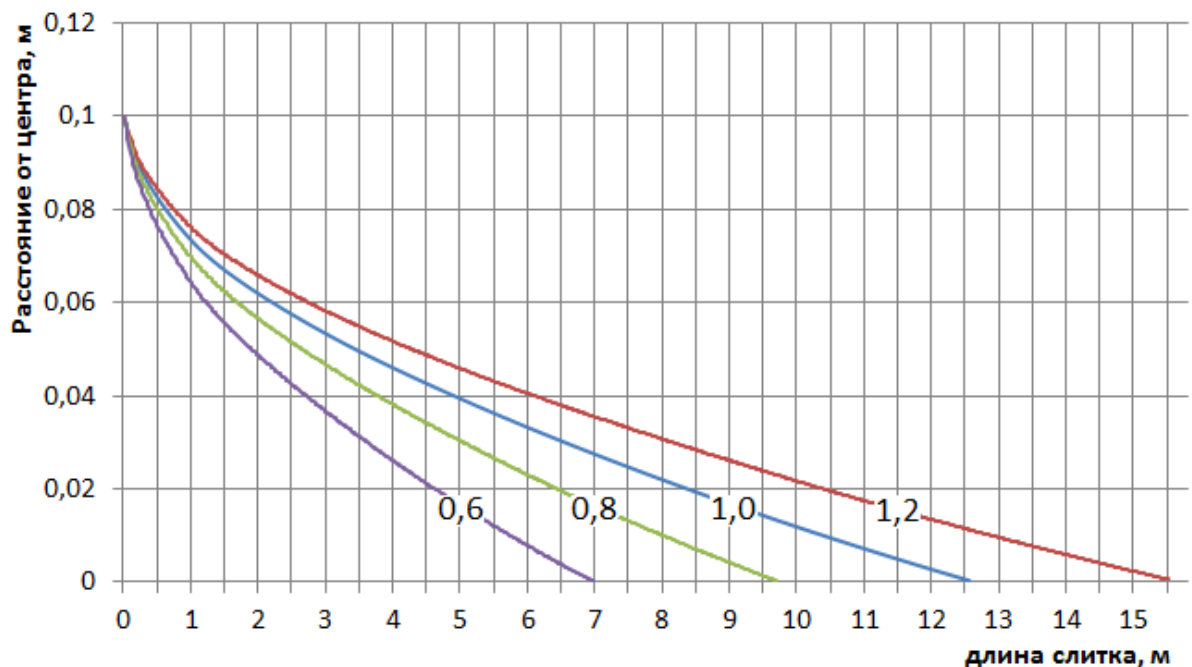


Рисунок 4.2. Изменение положения границы фазового перехода при изменении скорости вытягивания слитка от 0,6 до 1,2 м/мин

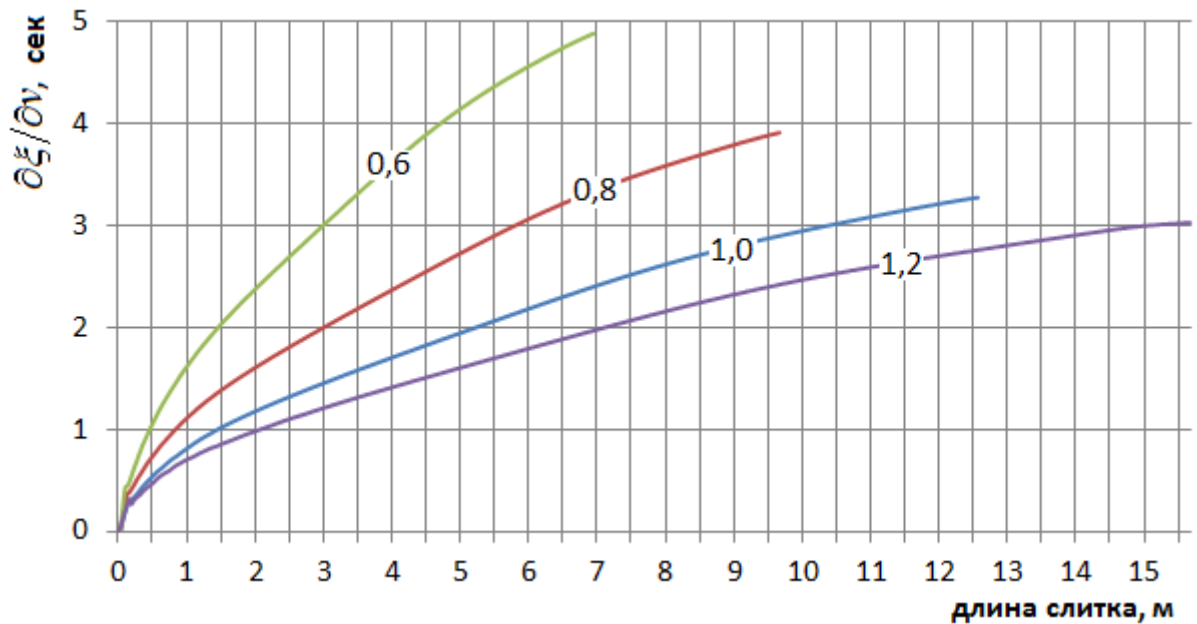


Рисунок 4.3. Функции чувствительности при изменении скорости вытягивания слитка от 0,6 до 1,2 м/мин

4.3.3. Реакция формы и глубины жидкой лунки на изменения параметров вторичного охлаждения слитка

Управляющим параметром в системе вторичного охлаждения МНЛЗ является расход охлаждающей воды в различных секциях ЗВО [260]. Поскольку одной из основных проблем является управление глубиной жидкой лунки при снижении скорости вытягивания слитка, было выполнено сравнение формы лунки при базовом режиме и режиме сниженной скорости. На рис. 4.4 представлен базовый режим (скорости вытягивания и охлаждения), а также режим пониженной до 0,6 м/мин скорости для неизмененного (базового) и для максимально и минимально возможных режимов охлаждения. Анализ показывает, что в данной ситуации в принципе невозможно компенсировать влияние снижения скорости вытягивания слитка на положение границы фазового перехода в результате изменения режима вторичного охлаждения.

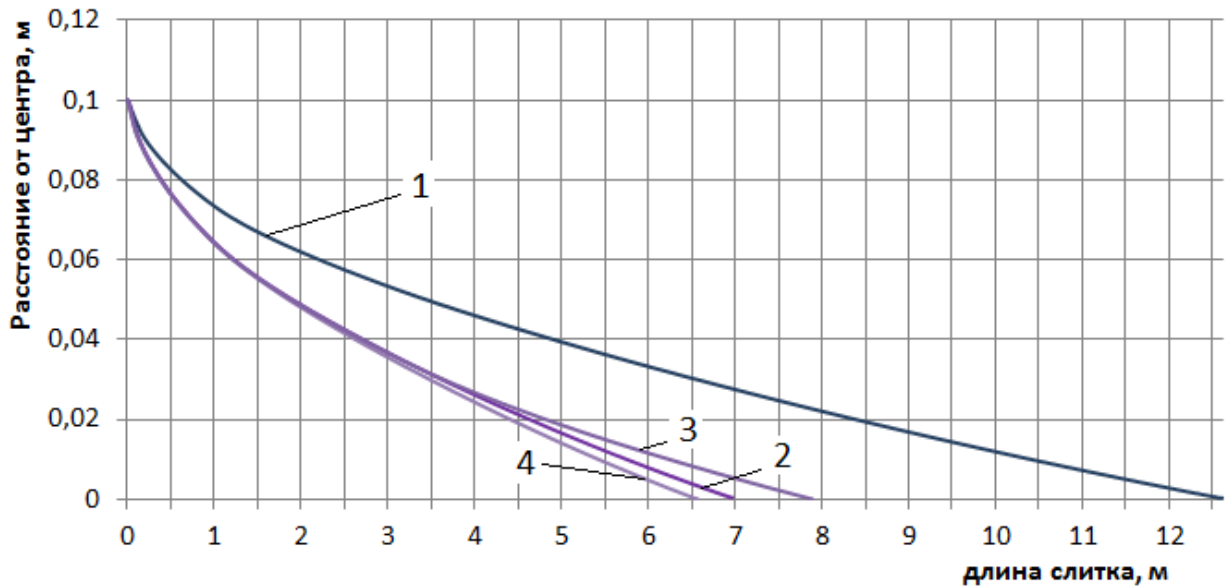


Рисунок 4.4. Положение границы фазового перехода: 1 – скорость вытягивания слитка 1 м/мин и 2 – 0,6 м/мин при базовом режиме охлаждения; 3 и 4 – скорость вытягивания слитка 0,6 м/мин при минимальном и максимальном расходе воды во всех секциях ЗВО соответственно

Тем не менее, при более высоких скоростях вытягивания слитка влияние вторичного охлаждения увеличивается, о чем свидетельствуют функции чувствительности $\partial\xi/\partial G$ (рис. 4.5). Увеличение скорости с 0,6 до 1,2 м/мин ведет к повышению чувствительности, как минимум, вдвое. Таким образом, при больших скоростях вытягивания корректировка глубины и формы жидкой лунки возможна в более широком диапазоне.

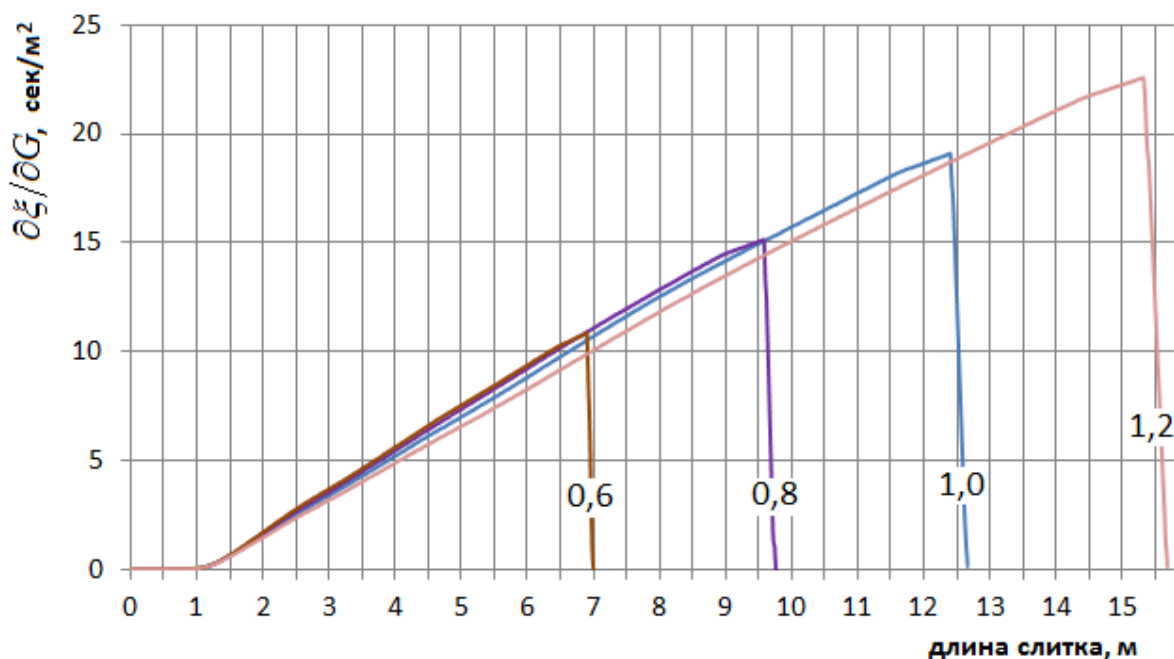


Рисунок 4.5. Чувствительность формы жидкой лунки к изменениям расхода воды в ЗВО при вариациях скорости вытягивания слитка от 0,6 до 1,2 м/мин

4.3.4. Исследование влияния геометрических и теплофизических параметров на глубину и форму жидкой лунки

Исследование *влияния толщины слитка* на форму жидкой лунки показывает, что скорость роста твердой корочки остается практически неизменной для разных значений этого параметра. Из графиков изменения положения границы фазового перехода для слитков различной толщины (рис. 4.6) видно, что твердая корочка ведет себя одинаково, форма жидкой лунки не меняется, происходит лишь ее параллельный перенос, а положение точки окончательного затвердевания определяется толщиной слитка. Соответствующие функции чувствительности здесь не приводятся, поскольку представляют собой кривые, близкие к константе, равной единице.

Влияние вариаций теплофизических характеристик. Для того чтобы математическая модель могла быть использована в САУ МНЛЗ необходима гарантия определенной точности отображения реального процесса. Как уже было

сказано выше, этой задачей занимается теория идентификации систем. Поскольку теплофизические характеристики могут обладать достаточно большой неопределенностью, необходимо установить степень влияния ошибки их определения на результаты моделирования.

На рис. 4.7 представлены графики отклонения формы жидкой лунки при ошибке в определении коэффициента теплопроводности разливаемого металла $\pm 10\%$. Как видно, глубина жидкой фазы при этом также изменяется в интервале приблизительно $\pm 9\%$. Чувствительность $\partial \xi / \partial \lambda$ (рис. 4.8) примерно одинакова при различных скоростях вытягивания слитка. Следовательно, такая картина будет сохраняться и при других режимах.

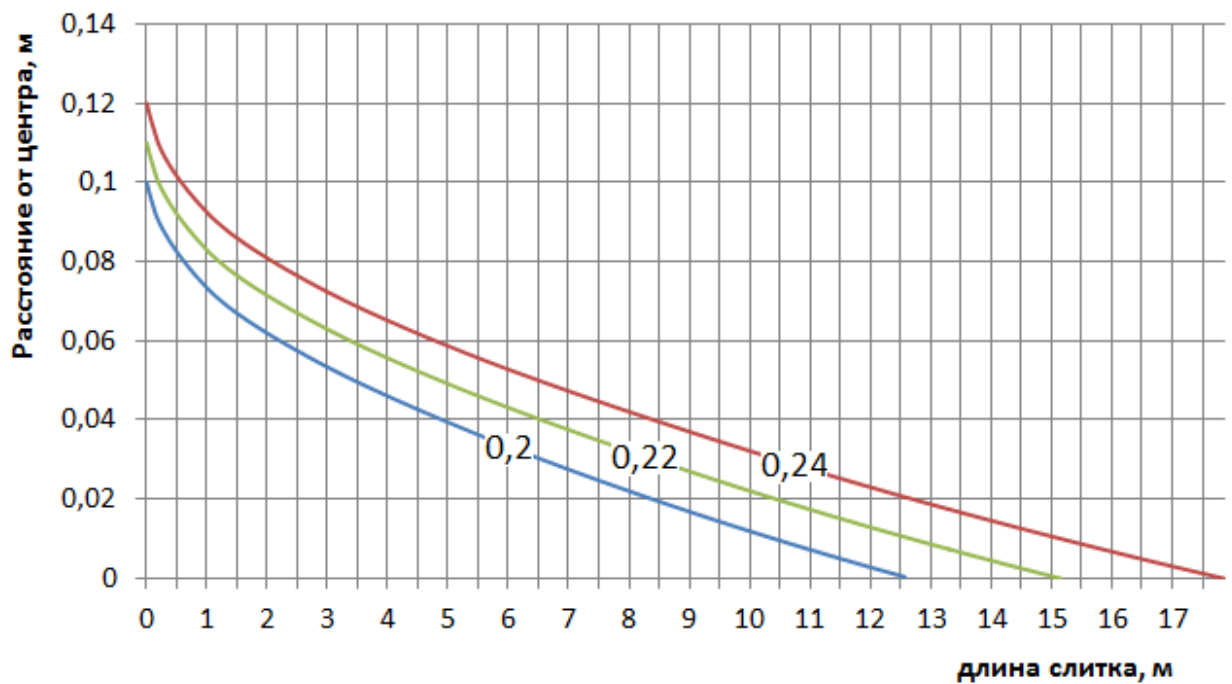


Рисунок 4.6. Положение границы раздела фаз для слитков толщиной от 0,2 до 0,24 м

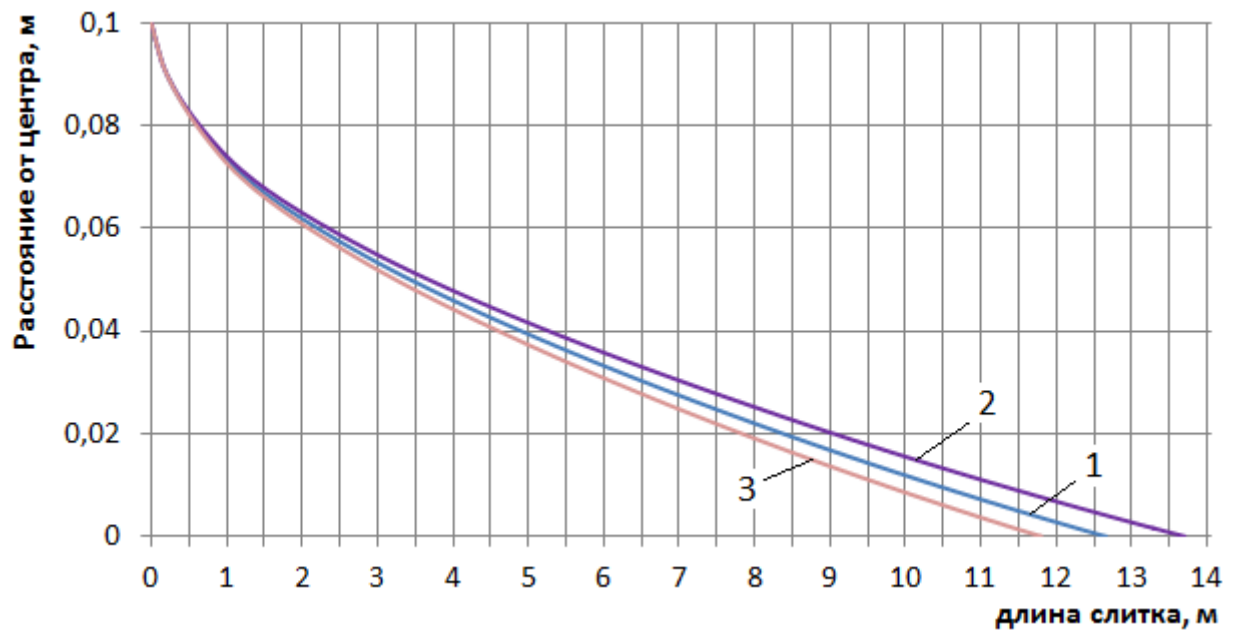


Рисунок 4.7. Диапазон отклонений расчетного положения границы раздела фаз от базового при изменении коэффициента теплопроводности разливаемого металла: 1 – коэффициент теплопроводности для стали 40X при базовом режиме; 2 и 3 – коэффициент теплопроводности для стали 40X, уменьшенный и увеличенный на $3,3 \text{ Вт}/(\text{м}\cdot\text{К})$ ($\pm 10\%$)

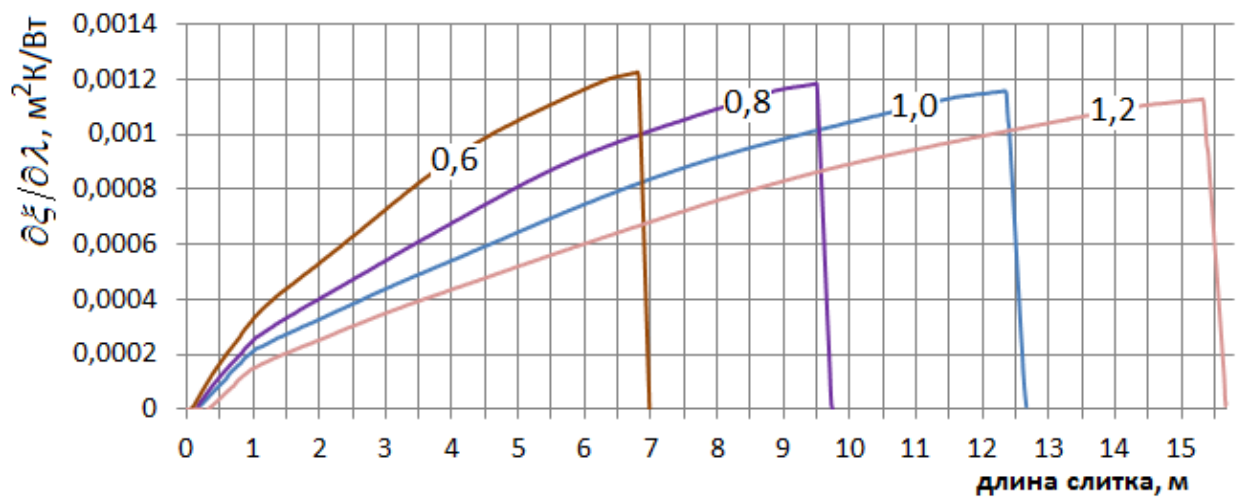


Рисунок 4.8. Чувствительность формы жидкой лунки к изменениям коэффициента теплопроводности разливаемого металла при изменении скорости вытягивания слитка от 0,6 до 1,2 м/мин

Анализируя характер вхождения в уравнение теплопроводности других теплофизических характеристик (плотности и удельной теплоемкости), можно сделать вывод, что ошибки в их определении будут сказываться на расчетах аналогичным образом.

Также было исследовано влияние изменений температуры поступающего расплава. Расчеты показали, что отклонения температуры металла, заливаемого в кристаллизатор, в пределах $\pm 10^\circ\text{C}$ пренебрежимо мало влияют на глубину и форму жидкой лунки.

4.4. Исследование реакция формы и глубины жидкой лунки на изменения параметров разливки для сортовой заготовки

Моделирование проводилось по условиям Стефана для расчёта положения двухфазной зоны (п. 2.4.5).

Основной режим: 0,2 м толщины сляба, скорость движения слитка 3,5 м/мин. Теплофизические параметры для стали: химический состав представлен в таблице 4.1, температура поступающего расплава до 1550°C . Режимы кристаллизатора и вторичного охлаждения соответствуют технологическим инструкциям. Результаты расчета положения границы раздела фаз представлены на рис. 4.9.

Таблица 4.1. Химический состав стали

C	Si	Mn	Ni	S	P	Cr	Cu
0,36...0,44	0,17...0,37	0,5...0,8	до 0,3	до 0,035	до 0,035	0,8...1,1	до 0,3

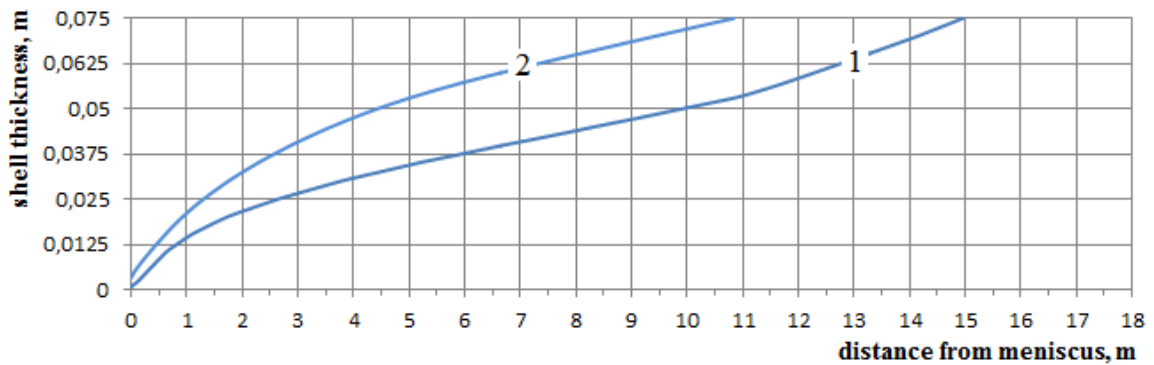


Рисунок 4.9. Солидус (1) и ликвидус (2) при скорости разливки 3,5 м/мин

Реакция на изменения скорости разливки. Во время процесса литья рекомендуется поддерживать скорость извлечения слитка на определенном технологически определенном уровне. Однако по техническим причинам скорость может изменяться. Например, необходимо сократить нормативную скорость в течение короткого времени для необходимых технологических операций (замена погружного входного сопла и т. д.). При изменении скорости литья изменяется и глубина жидкой лунки. В настоящее время исследователи предпринимали попытки разработать алгоритмы управления глубиной жидкой фазы путем регулирования скорости потока воды в зоне вторичного охлаждения [281]. Чтобы решить эту проблему, нужно знать, насколько скорость разливки влияет на форму границы фазового сдвига солидуса и как влияют на неё режимы вторичного охлаждения.

Рис. 4.10 представляет собой график, показывающий положение жидкой лунки на разных скоростях вытягивания слитка. Наибольший отклик, наблюдаемый в точке окончательной затвердевания, то есть глубина жидкой фазы, значительно зависит от скорости разливки.

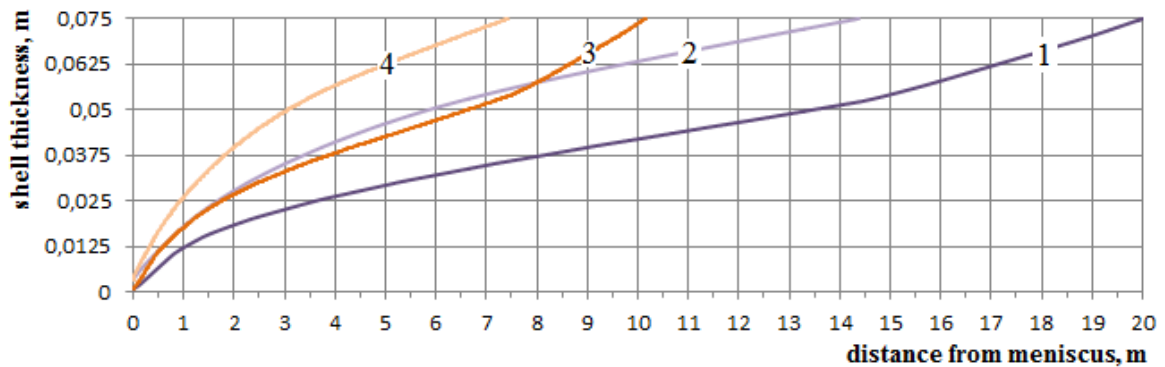


Рисунок 4.10. Солидус (1) и ликвидус (2) при скорости разливки 4,5 м / мин и солидус (3) и ликвидус (4) при скорости разливки 2,5 м / мин (при том же режиме охлаждения)

Поскольку для повышения производительности более важна информация о солидусе, ниже мы будем обращать внимание на границу раздела фаз между двухфазной зоной и твердым металлом.

Рис.4.11 показывает насколько скорость разливки влияет на форму границы фазового перехода солидуса при том же режиме вторичного охлаждения.

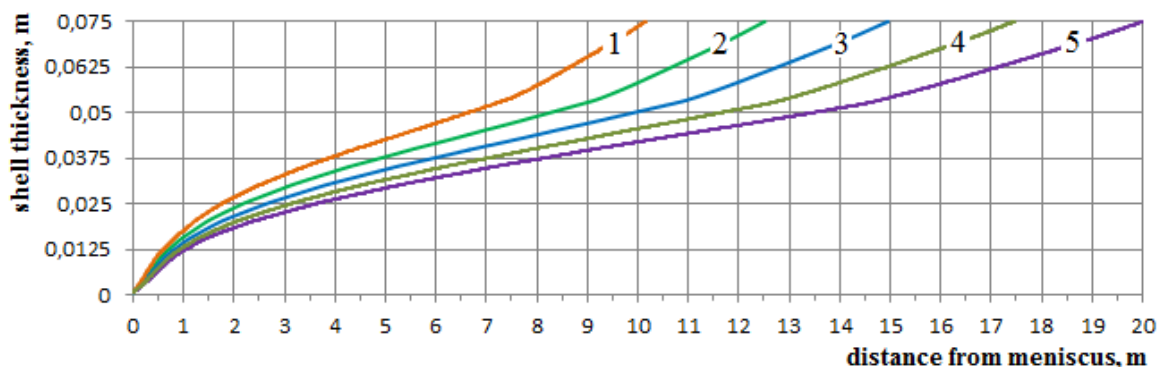


Рисунок 4.11. Солидус для 2,5 м / мин (1), 3,0 м / мин (2), 3,5 м / мин (3), 4,0 м / мин (4) и 4,5 м / мин (5) при том же режиме вторичного охлаждения

Реакция на изменения режима вторичного охлаждения. Контрольные параметры в системе вторичного охлаждения - это разряды охлаждающей воды в различных секциях. Одна из основных проблем заключается в том, чтобы контролировать глубину расположения мягкой зоны при изменении скорости кастинга. Потенциальные возможности такого контроля представлены на рис.

4.12. Мы можем видеть, что возможность управления длинной металлургией при вторичном охлаждении при изменении скорости литья весьма ограничена. Однако следует отметить, что при более высоких скоростях литья окончательная форма границы кристаллизации и регулировка глубины доступны в более широком диапазоне.

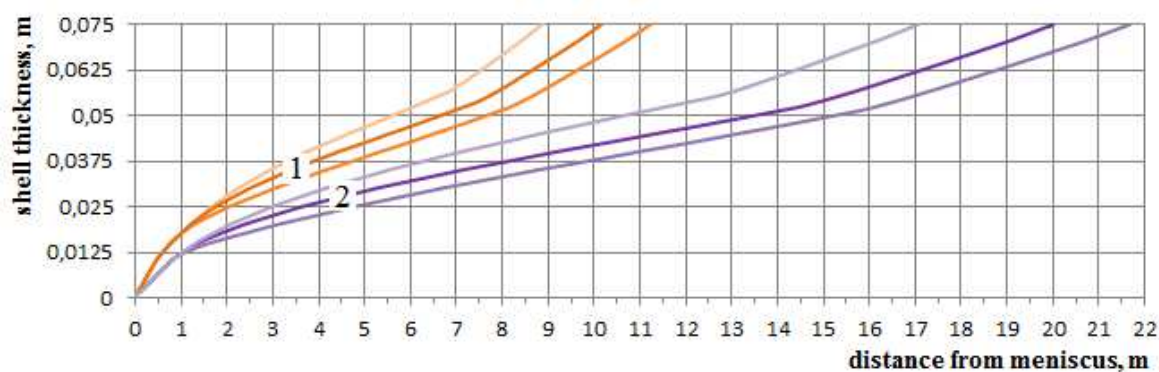


Рисунок 4.13. Солидус при вариациях режима вторичного охлаждения от минимального до максимального для скоростей 2,5 м/мин (1) и 4,5 м/мин (2)

Влияние вариаций тепловых характеристик. Для использования математической модели в ACS CCM необходимо гарантировать определенную точность отображения реального процесса. Как уже упоминалось выше, это задачи теории систем идентификации. Поскольку наиболее неопределенные могут иметь тепловые характеристики, необходимо установить степень влияния ошибок их определения результатов моделирования.

На рис. 4.13 показаны графики формы пучка отклонений, когда ошибка в определении теплопроводности компонента литого металла составляет приблизительно $\pm 10\%$. Как видно, глубина жидкой фазы также изменяется в диапазоне около $\pm 9\%$.

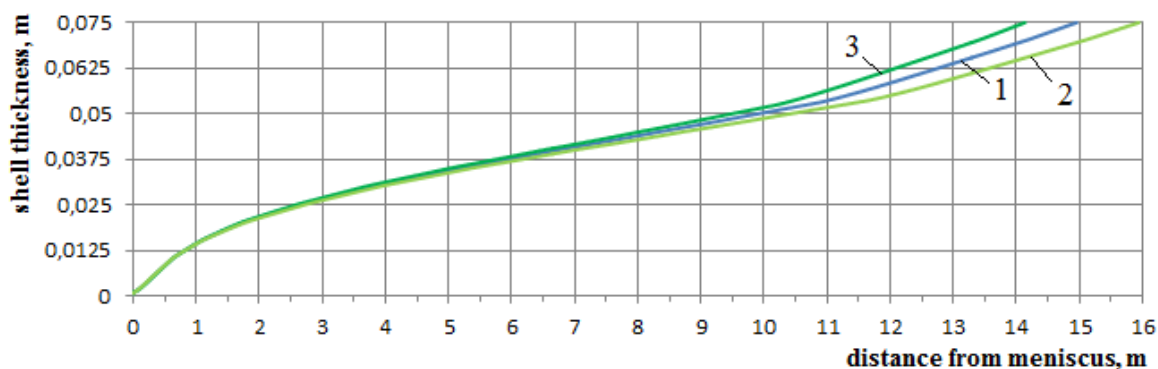


Рисунок 4.14. Положение солидуса при вариациях значения теплопроводности для скорости 3,5 м/мин. Значение теплопроводности из базы данных (1), -10% (2), и +10% (3)

Анализируя природу входящих в уравнение теплопроводности других теплофизических свойств (плотность и теплоемкость), можно сделать вывод, что ошибка в их определении будет влиять на вычисления аналогичным образом.

Были также проведены исследования влияния температурных изменений в приходящем расплаве. Расчеты показали, что отклонение температуры металла, вливаемого в форму, в пределах $\pm 10^\circ \text{C}$ оказывает незначительное влияние на глубину и форму жидкой фазы.

4.5. Экспериментальное подтверждение результатов моделирования для сортовой заготовки

Предложенная математическая модель адаптирована к условиям, которые фактически существуют в процессе литья на машине №2 Енакиевского металлургического комбината. Алгоритмы были описаны в [9] для настройки параметров модели в соответствии с поступающей в реальном времени информацией, полученной о температуре поверхности слитка из измерительных приборов.

Результаты моделирования согласуются с данными полученными в производственных условиях. На рис. 4.14 представлен темплет заготовки,

срезанной на расстоянии 22,405м от мениска при скорости вытягивания 3,98 м/мин и базовом режиме охлаждения.



Рисунок 4.15. Темплет сортовой заготовки с жидкой сердцевиной, прошедшей в зону порезки.

Поскольку срез производился по слитку со значительным содержанием жидкой фазы внутри, ножницы достаточно сильно в этом месте деформировали заготовку. На полученный срез нанесена сетка (рис. 4.15), по которой затем восстановлена форма темплета до момента порезки (рис. 4.16).

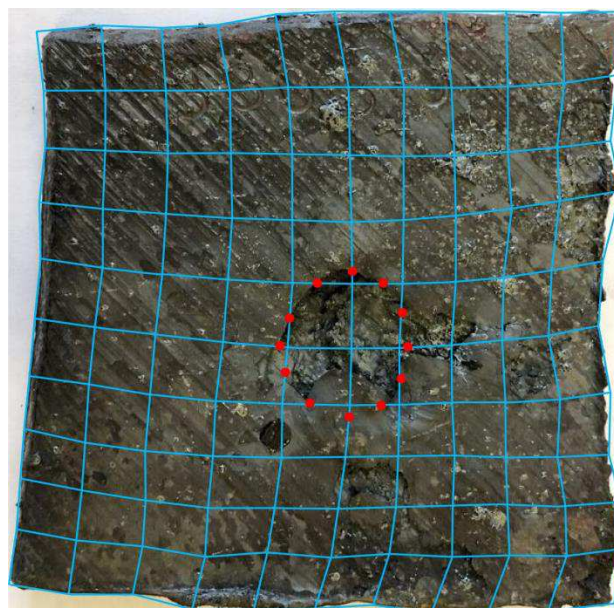


Рисунок 4.16. Сетка для восстановления формы темплета

Зона выливания отмечена на адаптированной сетке, и её форма также была восстановлена (рис. 4.17).

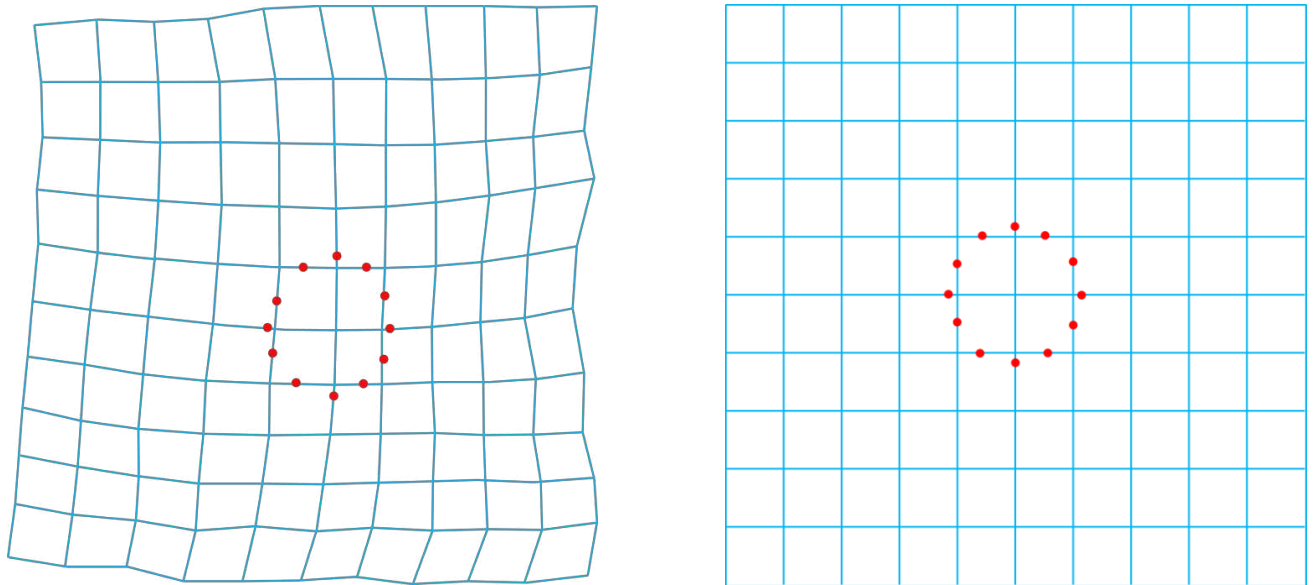


Рисунок 4.17. Восстановление формы темплета и зоны выливания до порезки

4.6. Выводы

Исследовано влияние различных параметров процесса непрерывной разливки стали на глубину и форму жидкой лунки непрерывного слитка. Построены соответствующие функции чувствительности положения границы фазового перехода для двумерной математической модели, описывающей температурное поле широкого сляба с условиями Стефана для неизвестной границы. Приведены результаты расчета влияния вариаций скорости разливки, вторичного охлаждения, геометрических параметров и теплофизических параметров на глубину и форму жидкой лунки.

Исследована реакция управляемых параметров – глубины и формы жидкой лунки непрерывнолитого слитка – на изменения различных управляющих и

возмущающих воздействий. Построены соответствующие функции чувствительности. Показана ограниченность возможности управления глубиной жидкой фазы при изменениях скорости вытягивания слитка путем вторичного охлаждения. Результаты расчета влияния изменения геометрических параметров (толщины) и теплофизических параметров слитка на глубину и форму жидкой фазы показали существенные различия с явным преобладанием чувствительности к изменениям геометрических параметров. Полученные данные могут быть использованы в дальнейшем для решения задачи оценки адекватности математической модели конвективно-кондуктивного теплопереноса в непрерывнолитом слитке, а также для оценки возможностей повышения производительности МНЛЗ.

ГЛАВА 5

МЕТОДИКА РАСЧЕТА ОПТИМАЛЬНЫХ ПАРАМЕТРОВ ФОРСУНОЧНОГО ОХЛАЖДЕНИЯ

В главе рассмотрены задачи, связанные с расчётом оптимальных параметров форсуночного охлаждения во вторичной зоне МНЛЗ. В первом параграфе описана методика экспериментального определения коэффициентов теплоотдачи под факелом форсунки, распыляющей водовоздушную смесь в зависимости от расхода воды на форсунку. Во втором параграфе изложены математические методы идентификации коэффициента теплоотдачи по данным измерений. Третий параграф посвящён математическому моделированию температурного поля непрерывного слитка для различных параметров форсуночного охлаждения. В четвёртом параграфе изложена методика расчета оптимальных параметров форсуночного охлаждения непрерывнолитого сляба. Пятый параграф содержит выводы по главе.

5.1. Экспериментальное определение коэффициента теплоотдачи под форсунками

Для обеспечения принудительного охлаждения заготовки в каждой секции между роликами устанавливают форсунки для подачи охладителя в виде водовоздушной смеси. Форсунки устанавливаются по нескольку штук в каркасы, называемые коллекторами, которые выполняются в виде соединенных определенным образом труб и одновременно служат для подвода воды и воздуха к форсункам. В одно межроликовое пространство может быть установлено несколько форсунок на заданном проектом удалении друг от друга для охлаждения поверхности заготовки по всей ее ширине. Количество и типы форсунок изменяются от секции к секции, что обусловлено требованиями к режиму охлаждения заготовки. Основными характеристиками схемы расстановки форсунок являются: количество форсунок, тип форсунок, допустимый диапазон регулирования расхода охладителя, плотность орошения каждой форсунки, угол раскрытия факела форсунки [154]. Изготовлением форсунок для МНЛЗ занимается целый ряд производителей, в частности «Lehler», «Spraying Systems», «Корад», «Уралмаш – МО»

Коэффициент конвективной теплоотдачи в ЗВО имеет специальное распределение вдоль поверхности слитка. Его величина зависит от расхода воды и расположения форсунок, подающих водо-воздушную смесь, которая с большой скоростью направляется из сопла форсунки по нормали к поверхности слитка. Благодаря высокой скорости движения водо-воздушной смеси достигается интенсивная конвективная теплоотдача, что приводит к быстрому охлаждению поверхности слитка.

Проведение эксперимента подробно описано в [3]. Для экспериментального определения коэффициентов конвективной теплоотдачи применялся электрический калориметр [46, 83], представляющий собой нагреватель с прикреплённой к нему термопарой.

Задачи экспериментального определения значений коэффициентов конвективной теплоотдачи успешно решаются уже несколько десятилетий. Например, одним из типичных методов определения коэффициентов теплоотдачи форсунок является метод «подвижной форсунки» [208]. 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 пластины тела не достигнет температуры охлаждающей среды. Показания термоэлементов и положение форсунки относительно пластины записываются в базу данных, которая затем используется для восстановления граничных условий.

Подобные устройства для определения коэффициента теплоотдачи, которые для определённости будем называть нестационарными калориметрами (с целью отличать их от стационарных калориметров, о которых речь далее) безусловно могли бы с успехом использоваться при низких значениях коэффициента теплоотдачи или, что то же самое, при малых плотностях тепловых потоков. Однако при наблюдаемых в ЗВО плотностях тепловых потоков около одного мегаватта на квадратный метр градиенты температуры в охлаждающейся нагретой пластине столь велики, что корректное восстановление граничных условий становится проблематичным.

Так, исследователи фирмы *Spraying Systems Co.*, работая на принадлежащем этой фирме нестационарном калориметре, получили значение критической температуры (очевидно, имеется в виду кризис кипения первого рода) для воды 270-400°C, а точки Лейденфроста – 520-700°C [345, стр. 8], что совершенно не соответствует общеизвестным данным [102]

Поэтому более перспективными для определения коэффициента теплоотдачи при значительных плотностях теплового потока представляются стационарные калориметры, в которых охлаждаемая в факеле форсунки поверхность пребывает при постоянной температуре благодаря постоянному подводу энергии извне – индуктивному [346] или прямому резистивному нагреву [347].

Дополнительным достоинством стационарных калориметров являются их малые размеры и лёгкость перемещения, благодаря чему несложно определяются не только средние по факелу, но и локальные значения коэффициента теплоотдачи, что позволяет строить эпюры коэффициентов теплоотдачи. Их построение особенно важно, если ставится цель не просто охладить металл, но обеспечить должную равномерность его охлаждения, избежать локальных перегревов и переохлаждений. Ведущие металлургические корпорации располагают таким оборудованием [3].

Для иллюстрации преимуществ стационарного калориметра перед нестационарным приведём результаты тестового эксперимента – определения на стационарном калориметре критической температуры кипения воды в факеле водовоздушной форсунки при расходе воды $0,25 \text{ м}^3/\text{ч}$ (рис. 5.1).



Рисунок 5.1. К определению критической температуры

Из рис. 5.1 явно следует, что критическая температура составляет около 110-130 °С, что вполне соответствует общеизвестным данным.

Важно создание и использование оборудования для экспериментального определения значений коэффициентов конвективной теплоотдачи при форсуночном охлаждении. Это даст возможность проверять характеристики иностранных форсунок и получить инструмент для производства эффективных отечественных форсунок.

В принципе задача определения коэффициентов теплоотдачи при охлаждении твердой поверхности жидкостью или газожидкостной смесью может быть решена при помощи методики, описанной в [208]. В рамках этой методики можно использовать электрический калориметр, представляющий собой нагреватель с прикреплённой к нему термопарой [46].

Принцип действия калориметра основан на равенстве при стационарном тепловом режиме подводимой к нагревателю электрической мощности и отводимого теплового потока

$$I^2 R = (\alpha + \alpha_0)(T_w - T_0)F, \quad (5.1)$$

где I – сила тока, проходящего через нагреватель, А;

R – сопротивление нагревателя, Ом,

α – коэффициент теплоотдачи на охлаждаемой поверхности нагревателя, Вт/м²К,

α_0 – коэффициент теплоотдачи на неохлаждаемой поверхности нагревателя, Вт/м²К,

T_w и T_0 – температуры поверхности и охлаждающей среды, °С

F – площадь нагревателя, м².

Схема установки для определения коэффициентов конвективной теплоотдачи представлена на рис. 5.2.

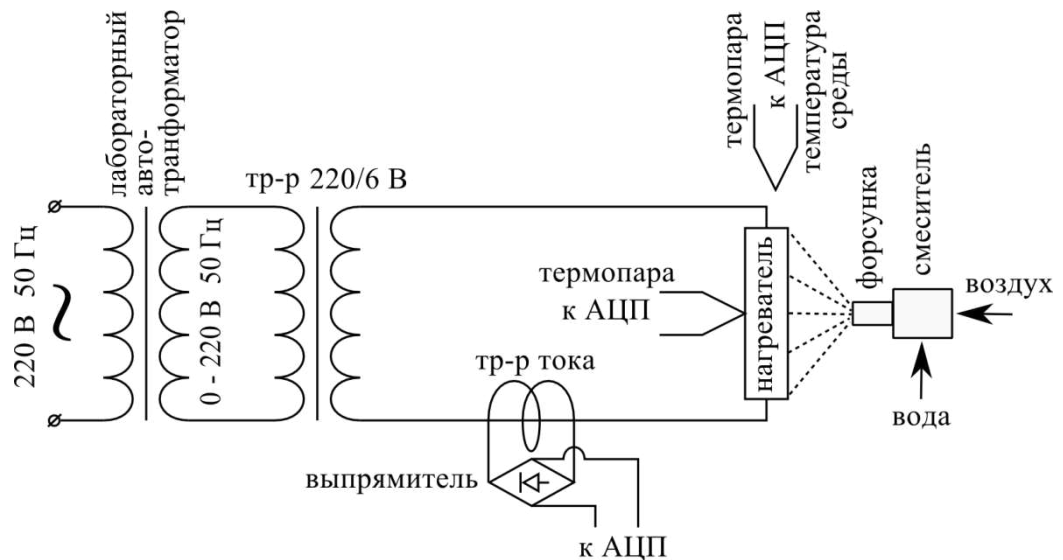


Рисунок 5.2. Схема установки для определения КТ

С использованием этой схемы была разработана экспериментальная установка для экспериментального определения коэффициента теплоотдачи при охлаждении водо-воздушными форсунками. Фото узла стационарного калориметра представлено на рис. 5.3, а общий вид стенда для исследования работы форсунок представлен на рис. 5.4.

Форсунка соединена с ресивером сжатого воздуха и водяным насосом при помощи гибких шлангов и снабжена механизмом, позволяющим выполнять горизонтальное и вертикальное перемещения. Величины перемещения контролируются при помощи специальных координатников. Это дает возможность исследовать значения коэффициентов конвективной теплоотдачи в разных точках факела.



Рисунок 5.3. Стационарная установка



Рисунок 5.4. Стенд для исследования работы форсунок.

Вид кривой, описывающей зависимость коэффициента теплоотдачи от температуры поверхности при водовоздушном охлаждении, представлен на рис. 5.5 [117, 83].

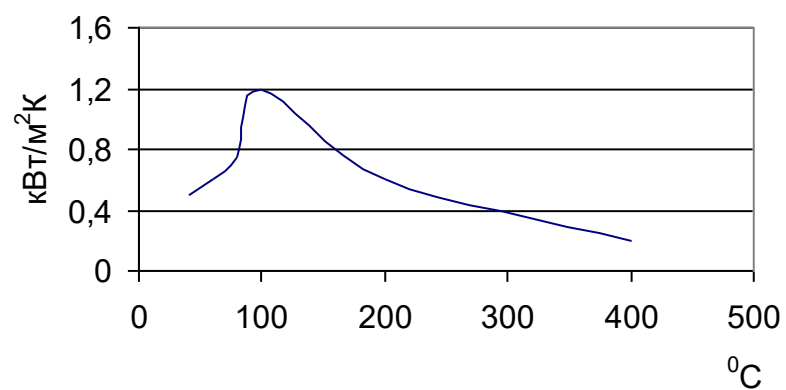


Рисунок 5.5. Зависимость коэффициента теплоотдачи от температуры поверхности

Немонотонный характер зависимости объясняется качественными изменениями в режиме кипения, происходящими при изменении температуры. Вследствие немонотонности зависимости коэффициента теплоотдачи (и плотности теплового потока) от температуры не представляется возможным плавное повышение температуры нагревателя при увеличении подводимой мощности. Поэтому охлаждение нагревателя должно начаться в области температур справа от максимума. Для этого необходимо вывести форсунку на требуемый режим работы, установить нагреватель в исследуемой точке струи, затем отсечь струю от нагревателя, разогреть нагреватель до температуры 600-700⁰С и убрать отсекающую пластину, направив струю на нагреватель и одновременно увеличивая подаваемую мощность. Таким образом, можно обеспечить устойчивую работу нагревателя при струйном охлаждении в диапазоне температур 700-1200⁰С.

При обработке экспериментальных данных коэффициент теплоотдачи вычисляли по формуле

$$\alpha = \frac{I^2 \rho_n L_n / (a_n b_n)}{L_n a_n (T_w - T_0)} - \alpha_0 = \frac{I^2 \rho_n}{a_n^2 b_n (T_w - T_0)} - \alpha_0, \quad (5.2)$$

где ρ_n – удельное сопротивление материала нагревателя, Ом·м; L_n – длина нагревателя, м; a_n – ширина нагревателя, м; b_n – высота нагревателя, м.

Погрешность косвенных измерений α определяется по формуле [168]

$$\Delta\alpha = \sqrt{\left(\frac{\partial\alpha}{\partial I}\right)^2 (\Delta I)^2 + \left(\frac{\partial\alpha}{\partial T_w}\right)^2 (\Delta T_w)^2 + \left(\frac{\partial\alpha}{\partial T_0}\right)^2 (\Delta T_0)^2} \quad (5.3)$$

После подстановки выражений производных и приведения подобных

$$\Delta\alpha = \frac{I \rho_n}{a_n^2 b_n (T_w - T_0)} \sqrt{4(\Delta I)^2 + \frac{I^2}{(T_w - T_0)^2} ((\Delta T_w)^2 + (\Delta T_0)^2)}, \quad (5.4)$$

где ΔI , ΔT_w , ΔT_0 – погрешности разброса, которые возникают вследствие различия экспериментальных значений при многократном повторении измерений одной и той же величины.

ΔI в правой части – погрешность определения силы тока. Для токовых клещей класса точности 0,5 с пределом измерений 200 А это 1 А.

Погрешности разброса могут быть установлены как в результате определения доверительных интервалов за счет статистической обработки нескольких значений соответствующих величин, попавших в случайные выборки, так и в зависимости от классов точности приборов.

Абсолютная погрешность измерения физической величины оценивается через класс точности следующим образом:

$$\chi_{к.т.} = \left(\frac{\gamma}{100}\right)A,$$

где γ – класс точности, %, указанный на панели прибора; $A=A_{max}$ – предел измерения для стрелочных приборов, либо A – текущее значение для магазинов сопротивления, индуктивности, емкости.

Созданный стенд для экспериментального изучения коэффициентов теплоотдачи при охлаждении твердых поверхностей щелевыми водовоздушными форсунками имеет следующие значения характеристик, необходимых как для определения самих коэффициентов теплоотдачи, так и оценки погрешности их определения.

Исходные данные для расчета следующие.

1. Поперечные размеры нагревателя

$$A = 0.0039 \text{ м}$$

$b = 0.0009 \text{ м}$ (вообще все параметры, использованные мной при вычислении k -тов теплоотдачи, лежат в макросе step8)

2. ρ_n удельное сопротивление (при 1000 С) $9,30\text{E-}07 \text{ Ом*м}$ ([101])

3. Погрешность определения T_w – как у хромель-алюмелевой (ХА) термопары при 1000 С.

4. Погрешность определения T_0 – как у ХА термопары при 20 С.

Пп. 3 и 4 таковы потому, что погрешностью 16-битного АЦП, работающего с термопарой, можно пренебречь по сравнению с погрешностью самой термопары и ограничиться последней.

Данные по зависимости погрешности ТХА от температуры взяты из [348].

5. Погрешность измерения тока – токовые клещи класса 0,5 с пределом 200 А, итого 1А.

Таблица 5.1. Классы допуска и диапазоны измерений для термоэлектрических термометров

Обозначение промышленного термопреобразователя	Обозначение типа термопары	Класс допуска	Диапазон измерений		Пределы доп. отклонений ТЭДС от НСХ
			от	до	
ТХА хромель-алюмелевая	К	3	-250	-167	$0,015 t $
			-167	40	2,5
		2	-40	333	2,5
			333	1300	$0,0075t$
		1	-40	375	1,5
			375	1000	$0,004t$

Пример результатов по установлению распределения коэффициентов теплоотдачи по факелу водовоздушной форсунками для разных типов форсунок и расходов охладителя представлен на рисунках 5.6 и 5.7. Результаты оценки погрешностей определения коэффициентов теплоотдачи вдоль малой и большой диагоналей эллиптического факела форсунки «Корад» при расходе воды $0,5 \text{ м}^3/\text{ч}$, воздуха – $3,59 \text{ м}^3/\text{ч}$ приведены на рис. 5.8.

Максимально возможное значение погрешности характерно для случая минимальной интенсивности охлаждения, т.е. охлаждение свободной конвекцией и излучением при выключенной форсунке ($\alpha = \alpha_0$).

Результаты представлены в виде зависимости коэффициента теплоотдачи от расстояния между осью факела и точкой измерения для заданного типа форсунки, расхода и давления воды и воздуха и расстояния от форсунки до охлаждаемой поверхности.

Для данного стенда погрешность определения значений коэффициентов теплоотдачи составляет 5-10 %.

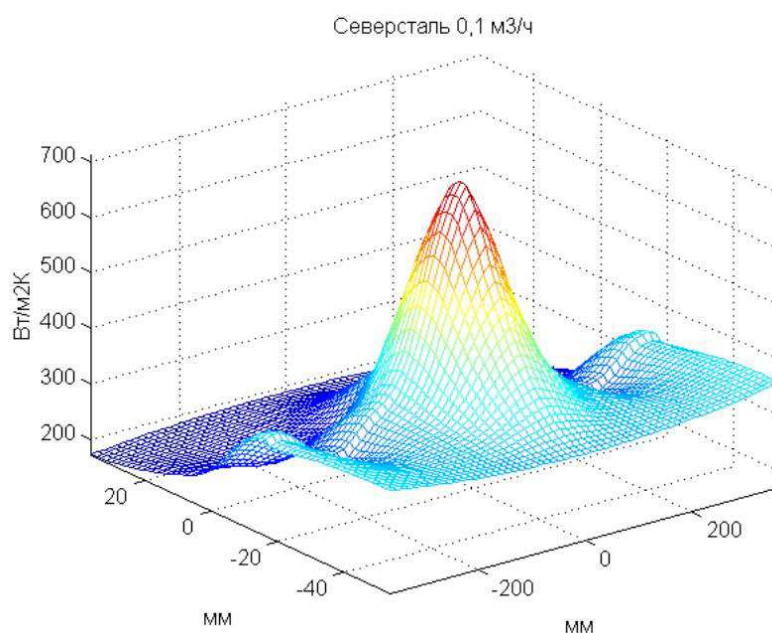


Рисунок 5.6. Распределение коэффициента теплоотдачи для форсунки «Северсталь» и расхода воды $0,1 \text{ м}^3/\text{ч}$, воздуха – $31,53 \text{ нм}^3/\text{ч}$

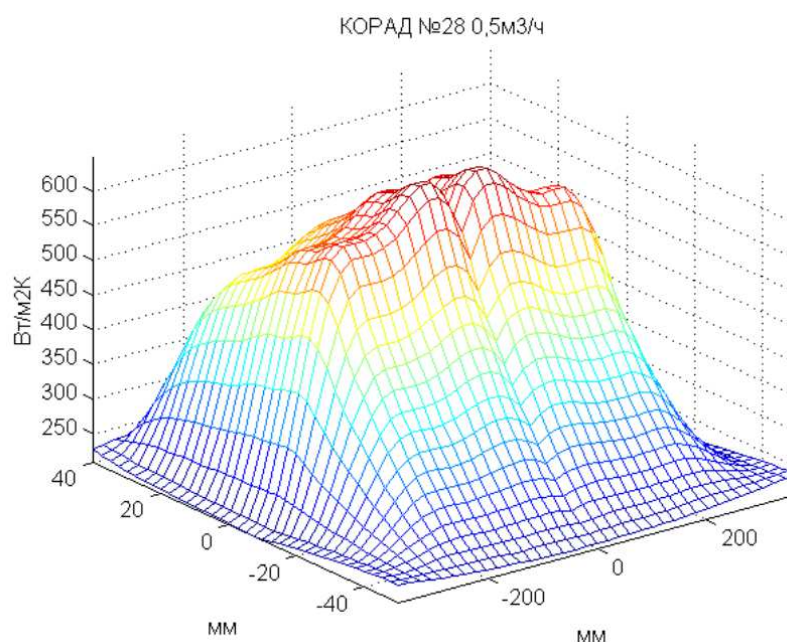
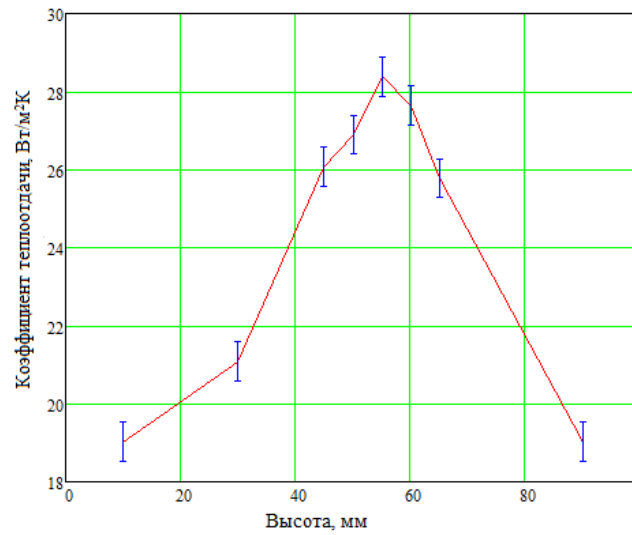
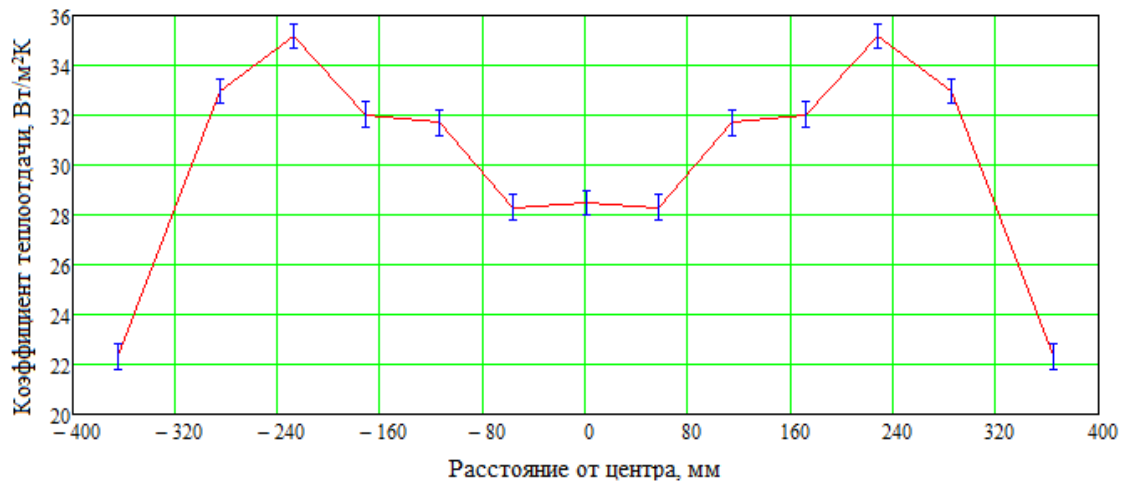


Рисунок 5.7. Распределение коэффициента теплоотдачи под форсункой КОРАД №28 при расходе воды $0,5 \text{ м}^3/\text{час}$, воздуха – $3,59 \text{ нм}^3/\text{ч}$.



а)



б)

Рисунок 5.8. Распределение коэффициента теплоотдачи и оценка погрешности измерения: а – по высоте факела на вертикальной оси; б – по ширине факела на горизонтальной оси

5.2. Идентификация коэффициента теплоотдачи

рассматриваются алгоритмы начальной настройки параметра, когда в распоряжении имеется достаточно большое количество точек, в которых измеряется температура на поверхности слитка, и оперативной настройки, когда температура измеряется только в одной точке на поверхности.

В системе координат, привязанной к неподвижной конструкции криволинейной МНЛЗ, рассматривается тепловое поле движущегося стального слитка и стенок кристаллизатора.

На участке слитка внутри кристаллизатора задается уравнение тепломассопереноса и граничные условия. На границе раздела фаз задаются условия равенства температур и условия Стефана, а также граничное и начальное условия.

Для стенки кристаллизатора заданы уравнение теплопроводности и граничные условия, соответствующие характеру теплообмена на каждом участке границы [82, 172]. Температура охлаждающей воды в канале кристаллизатора описывается специальным балансовым уравнением, известна температура охлаждающей воды на входе в канал кристаллизатора и её начальное распределение внутри канала. Задана начальная температура – непрерывная функция на всей области слитка и стенки кристаллизатора.

Требуется по имеющейся информации о температуре на поверхности слитка определить коэффициент теплоотдачи $\alpha_I(G_m(\tau), \varphi)$, $\alpha_E(G_m(\tau), \varphi)$ в зоне вторичного охлаждения (ЗВО) МНЛЗ.

Поставленная задача относится к граничным обратным задачам и является некорректной в классическом смысле. Корректность в классическом смысле (или корректность по Адамару) означает выполнение трёх условий: существование решения, его единственность и устойчивость (непрерывная зависимость от входных данных). В данном случае не выполняется третье условие, что легко можно проверить, используя для решения поставленной задачи метод прямого обращения [178].

Для начальной настройки требуется измерение температуры поверхности слитка в достаточно большом количестве точек. Такую информацию обычно получают во время пуско-наладочных работ. При наличии этих данных задачу внутреннего теплообмена можно решать как задачу Дирихле и затем уже приступать к идентификации коэффициента теплоотдачи. Задача Дирихле решается методом конечных разностей, описание которого можно найти во многих работах, например, [115]. Важным моментом здесь является то, что после решения внутренней тепловой задачи идентификацию коэффициента теплоотдачи. Данная статья посвящена второму этапу – идентификации.

Рассмотрим участок слитка внутри первой секции ЗВО. Коэффициент $\alpha_I(G_m(\tau), \varphi)$ имеет специальное распределение вдоль поверхности слитка. Известно, что на участке, накрываемом факелом форсунки, его с достаточно высокой степенью точности можно приблизить параболической функцией, которая приобретает максимальное значение в точке, соответствующей координате сопла форсунки, а на остальных участках – константой. В одной секции установлены однотипные форсунки, которые дают одинаковый водовоздушный факел, следовательно и коэффициент теплоотдачи – одна и та же парабола, сдвинутая вдоль оси абсцисс (рис. 5.9).

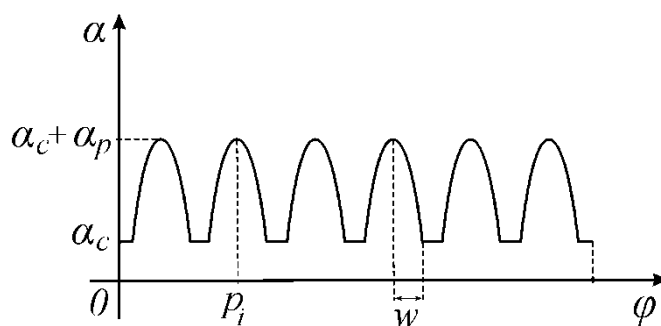


Рисунок 5.9. Распределение коэффициента теплоотдачи вдоль поверхности слитка внутри одной секции.

Приведём все участки под форсунками к началу координат, таким образом, чтобы вершина каждой параболы находилась над началом координат. Величина w определяется полушириной захвата факела форсунки. Следовательно, остаётся

определить всего два параметра – α_p и α_c . Как уже было сказано, $\alpha_c = \text{const}$, а на участках, подвергающихся принудительному охлаждению, будем искать $\alpha(\varphi)$ в виде

$$\alpha(\varphi) = \alpha_c - \frac{\alpha_p}{w^2} \varphi^2 + \alpha_p. \quad (5.5)$$

Рассмотрим сначала участки, на которых $\alpha(\varphi) = \alpha_c = \text{const}$. Обозначим множество узлов φ_i , в которых мы считаем КТ постоянным, К. Множество остальных узлов, где КТ распределяется согласно параболическому закону, обозначим В.

Запишем конечно-разностную аппроксимацию граничного условия, из которого следует формула для невязки тепловых потоков на границе. Теперь требуется найти величину α_c , чтобы сумма квадратов невязок была минимальной. Из необходимого условия существования экстремума находим α_c .

Далее каждому узлу φ_i из множества В поставим в соответствие точку y_i на отрезке $[-w, w]$ таким образом, чтобы $|y_i|$ равнялось расстоянию от соответствующего φ_i до координаты ближайшей форсунки p_i . Аналогично предыдущему случаю из конечно-разностной аппроксимации граничных условий получаем невязку для тепловых потоков и из необходимого условия существования экстремума находим α_p .

Следует отметить, что в определённых при помощи МНК значениях α_c и α_p выполняется достаточное условие существования минимума функции S . Легко проверить, что частные производные второго порядка S по каждому из этих параметров строго больше нуля.

На рис.5.10 представлены сравнительные результаты вычислений. В качестве теплофизических параметров для модели были выбраны данные процесса непрерывной разливки стали (для марки ст 40), ширины сляба 1м, полутолщины сляба $l = 0,1\text{м}$ и скорости движения слитка $v = 1\text{м/мин}$. Хорошо видно, что решение, полученное методом прямого обращения, является неустойчивым и непригодным для практического использования. Вторая кривая представляет

сплайн аппроксимацию, которая получена в результате решения задачи идентификации методом наименьших квадратов.

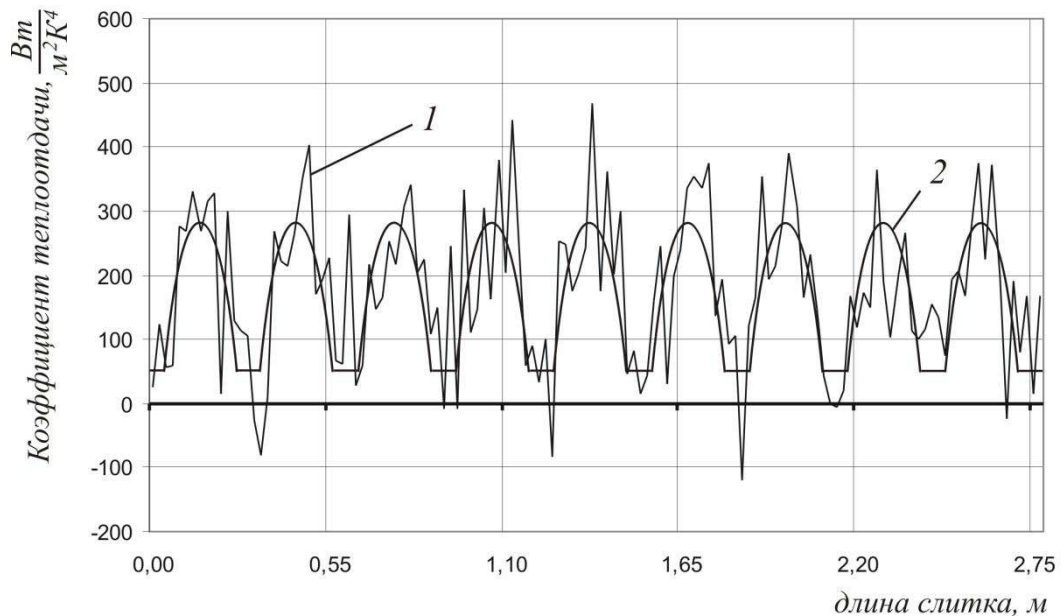


Рисунок 5.10. Результаты определения коэффициента теплоотдачи.

1 – методом прямого обращения, 2 – методом наименьших квадратов.

Таким образом, найдены коэффициенты сплайн аппроксимации распределённого в пространстве коэффициента теплоотдачи на поверхности движущегося слитка, которая даёт минимальное среднеквадратичное отклонение между температурой поверхности измеренной и вычисленной по модели в результате решения прямой задачи.

Аналогично определяется коэффициент теплоотдачи для остальных секций зоны вторичного охлаждения.

Оценка параметров по МНК является несмещённой, эффективной (обеспечивается минимум дисперсии на множестве всех несмещённых оценок), асимптотически нормальной и состоятельной (оценка сходится по вероятности к истинному значению, при количестве измерений, стремящемся к бесконечности) [142].

Также к достоинствам предлагаемого метода следует отнести и то, что при относительно небольшом количестве аномальных измерений, так называемых

выбросов, ошибка оценки по МНК будет пренебрежительно мала. Это очень важно в случае измерения температуры поверхности слитка, т.к. на участках покрытых окалиной как раз и наблюдаются заниженные данные температурных измерений.

5.3. Моделирование температурного поля непрерывного слитка для различных параметров форсуночного охлаждения

При известных теплофизических параметрах разливаемой марки металла, температуре поступающего расплава, скорости вытягивания слитка, конструктивных параметрах МНЛЗ (в т.ч. координатах охлаждающих форсунок ЗВО) и коэффициентах теплоотдачи в зависимости от расходов воды и давлении воздуха на каждой из форсунок необходимо вычислить температурное поле части непрерывного слитка, находящегося в ЗВО.

Математическая модель. Рассматривается непрерывный слиток в ЗВО. Температура внутри слитка описывается нелинейным уравнением в частных производных:

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} + v(\tau) \cdot \frac{\partial T}{\partial z} = \frac{1}{c(T)\rho(T)} \left\{ \frac{\partial}{\partial x} \left[\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial y} \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial z} \right] \right\}, \quad (5.6)$$

где v – скорость вытягивания слитка, $T(\tau, x, y, z)$ – температура металла; теплофизические свойства разливаемого металла – c – удельная теплоёмкость, ρ – плотность и λ – теплопроводность – зависят от температуры.

Считается, что в поперечном сечении распределение температур и охлаждение симметричны относительно начала координат, поэтому процесс рассматривается в одной координатной четверти (рис.5.11), а граничные условия на координатных осях имеют вид:

$$\left. \frac{\partial T}{\partial x} \right|_{x=0} = 0, \quad \left. \frac{\partial T}{\partial y} \right|_{y=0} = 0 \quad (5.7)$$

На границе кристаллизатор – ЗВО задаются граничные условия первого рода, полученные из расчетов по математической модели температурного поля кристаллизатора.

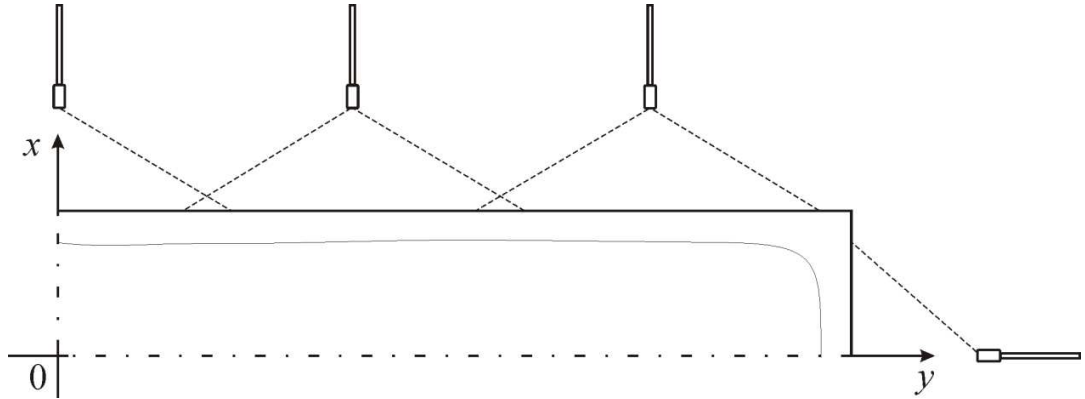


Рисунок 5.11. Четверть поперечного сечения слитка на одном из уровней расположения форсунок.

Для определения положения границы раздела фаз заданы условие равенства температур:

$$T(\tau, x, y, z)|_{\xi_-} = T(\tau, x, y, z)|_{\xi_+} = T_{кр} \quad (5.8)$$

и условие Стефана:

$$\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial \bar{n}} \Big|_{\xi_-} - \lambda(T) \frac{\partial T}{\partial \bar{n}} \Big|_{\xi_+} = \mu \rho(T_{кр}) \left(\frac{d\xi}{d\tau} + v(\tau) \frac{d\xi}{dz} \right), \quad (5.9)$$

где μ – скрытая теплота кристаллизации, $T_{кр}$ – температура кристаллизации (средняя из интервала ликвидус – солидус), ξ – граница раздела фаз, $\bar{n}$ – нормаль к поверхности раздела фаз.

Теплоотдача на поверхности слитка формулируется в виде граничных условий третьего рода (по широкой грани):

$$\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=l} = \alpha(\vec{t}, \vec{k}, \vec{G}, \vec{P}) [T_{o.c.} - T(\tau, l, y, z)] + \sigma_n [T_{o.c.}^4 - T^4(\tau, l, y, z)], \quad (5.10)$$

где α – коэффициент конвективной теплоотдачи, $\vec{t}$ – вектор, определяющий типы форсунок, $\vec{k}$ – координаты форсунок, $\vec{G}$ – расходы охлаждающей воды, $\vec{P}$ –

давление воздуха, $T_{O.C.}$ – температура окружающей среды, l – полутолщина слитка, σ_n – приведённый коэффициент излучения. Аналогично задаются граничные условия для узкой грани. Форсунки вдоль узкой грани устанавливаются на уровнях близких к кристаллизатору. На участках, не накрываемых факелом форсунки, коэффициент конвективной теплоотдачи считается равным константе.

Заданы начальные условия для всего поля температур и положения неизвестной границы:

$$T(0, x, y, z) = T_0(x, y, z), \quad (5.11)$$

$$\xi(0, y, z) = \xi_0(y, z). \quad (5.12)$$

Для численного решения поставленной задачи был использован метод конечных разностей. Расчет положения неизвестной границы фазового перехода проводился по специально разработанным алгоритмам.

Разработано программное обеспечение, позволяющее проводить расчеты для различных параметров разливки и форсуночного охлаждения.

Результаты численных экспериментов. Во многих работах считается, что коэффициент теплоотдачи внутри области, накрываемой факелом форсунки, имеет параболическое распределение [189] (рис. 5.12). Был выполнен ряд расчетов для такого распределения коэффициента теплоотдачи и различных координат размещения форсунки. Температура поверхности, полученная в результате, представлена на рис. 5.13.

Расчеты, проведенные для форсунок, установленных в первых секциях ЗВО, показали, что в этих секциях углы слитка имеют пониженную температуру, поэтому подвергать их принудительному охлаждению нельзя. Следовательно, форсунки должны быть расположены таким образом, чтобы распыляемые ими частицы воды не достигали углов слитка.

По представленной модели можно рассчитывать температуру слитка в случае произвольного (не только параболического) распределения коэффициента

теплоотдачи (рис. 5.14а), а также для случая перекрытия областей накрываемых факелами разных форсунок (рис 5.14б).

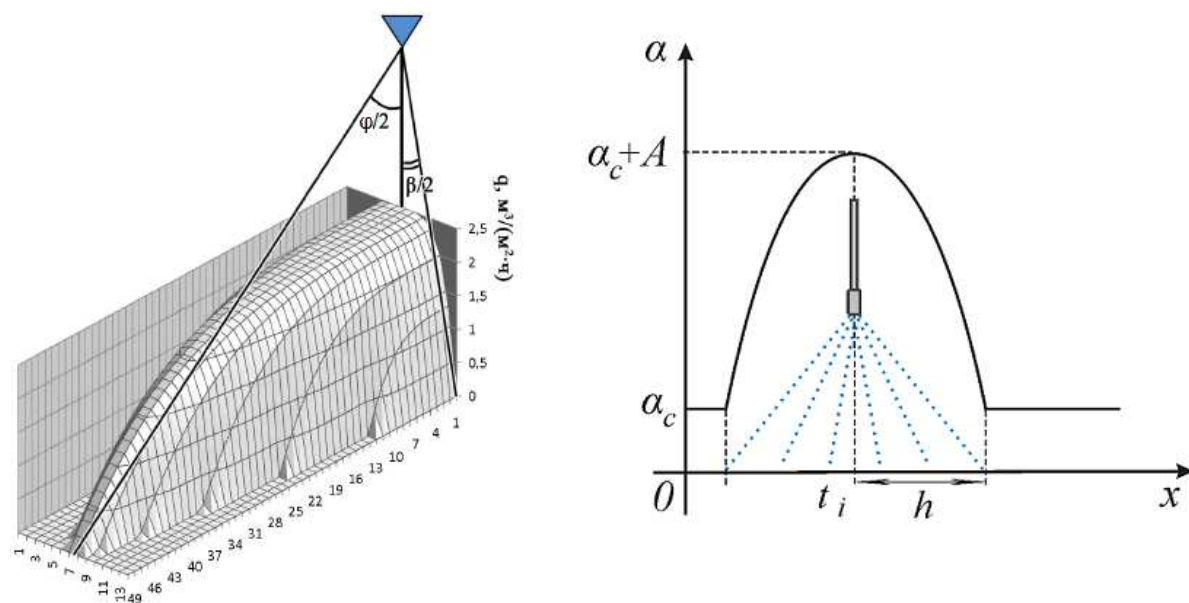


Рисунок 5.12. Параболическое распределение коэффициента теплоотдачи внутри области, накрываемой факелом форсунки.

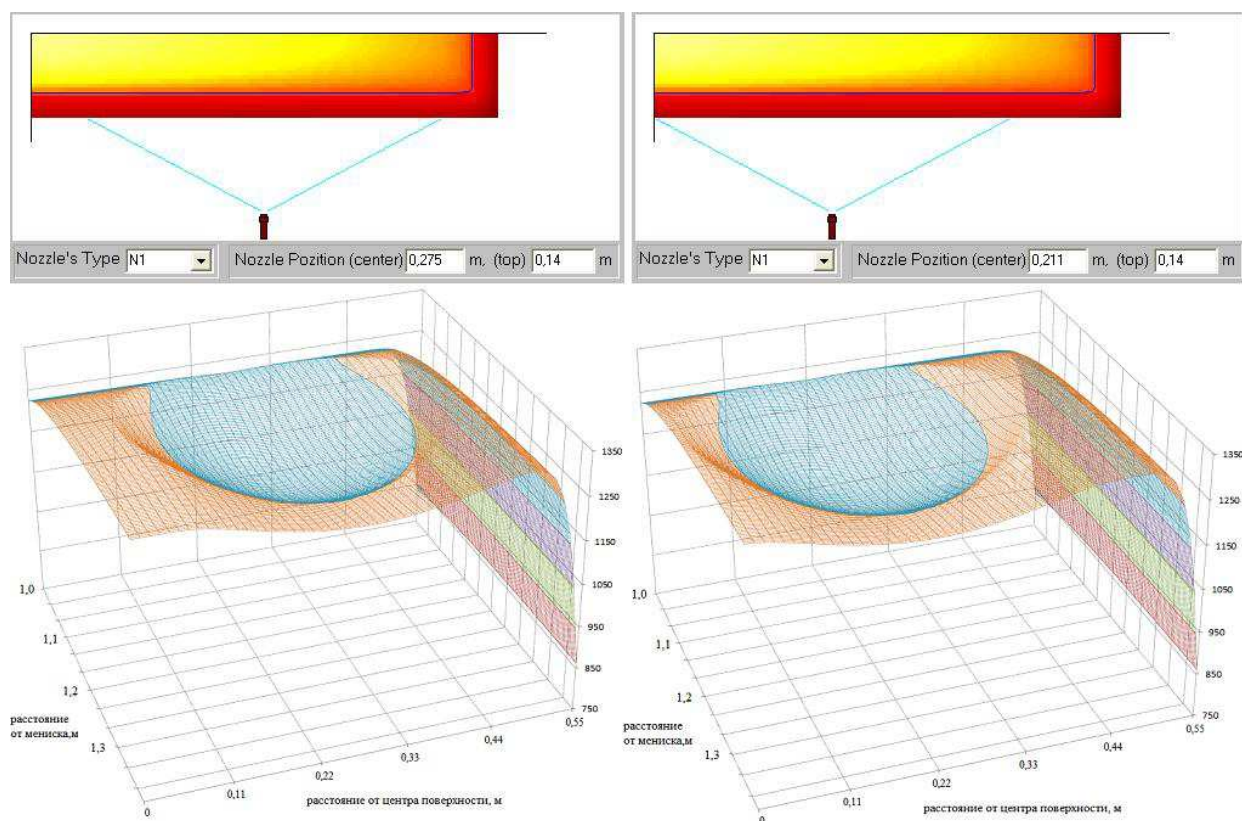


Рисунок 5.13. Температура поверхности слитка в зависимости от положения форсунки.

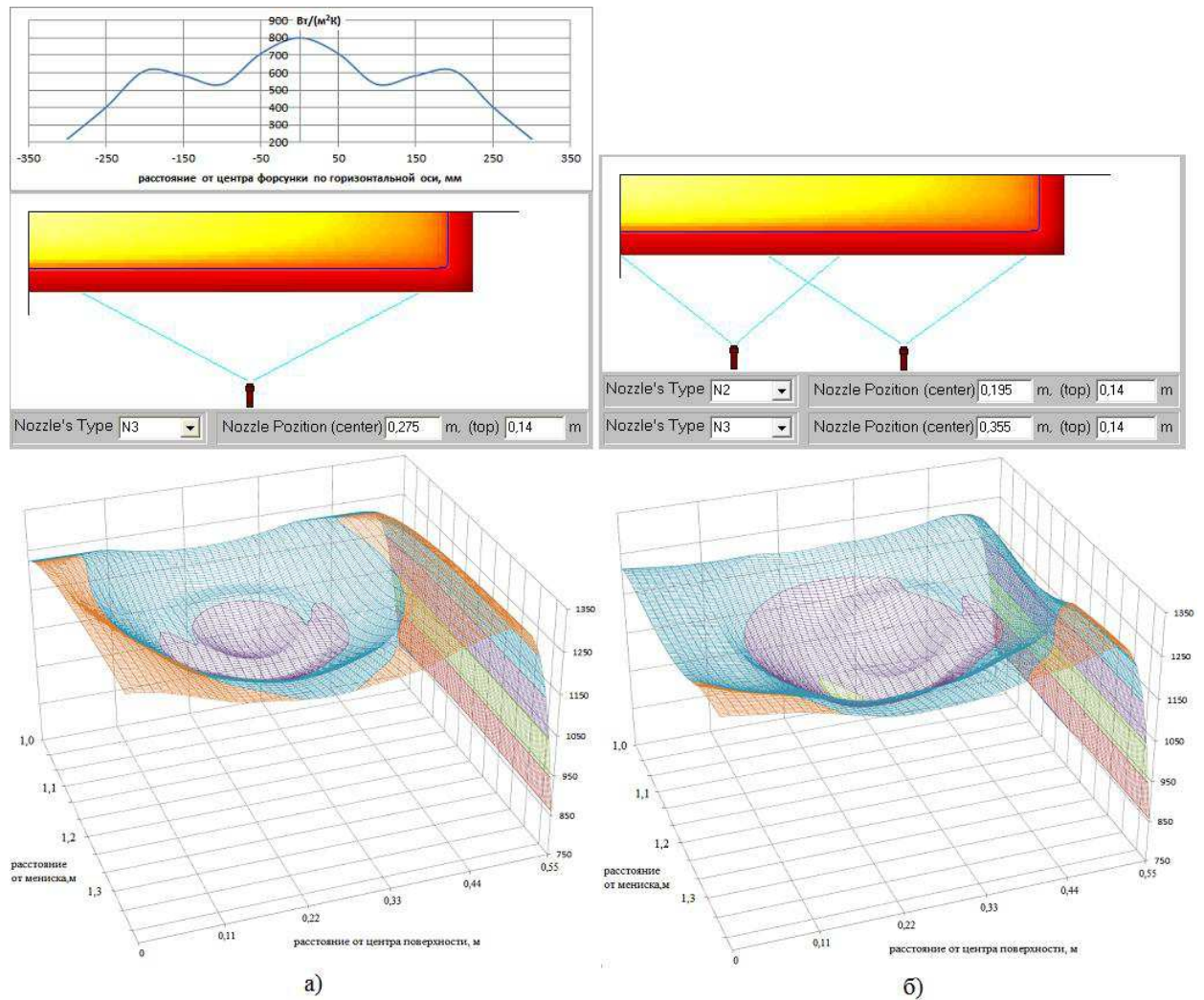


Рисунок 5.14. Температура поверхности слитка при: а) нестандартном коэффициенте теплоотдачи под форсункой, б) перекрытии областей действия форсунок.

5.4. Расчет оптимальных параметров форсуночного охлаждения непрерывнолитого сляба

При проектировании машины непрерывного литья заготовок (МНЛЗ) возникает задача выбора типов форсунок, подающих водо-воздушную смесь, и способа их расстановки в зоне вторичного охлаждения (ЗВО). Требуется подобрать параметры форсуночного охлаждения таким образом, чтобы свести к

минимуму температурные напряжения, вызванные неравномерным охлаждением слитка.

В [187, 189, 230] рассмотрены особенности распределения плотности орошения на поверхности слябовой заготовки в ЗВО и предлагаются возможные пути повышения равномерности теплоотвода с целью уменьшения вероятности трещинообразования. Однако при современных возможностях вычислительной техники наиболее привлекательным путем для решения задачи минимизации термических напряжений в затвердевающей корочке непрерывного слитка является математическое моделирование.

В данной работе показана методика минимизации термических напряжений в непрерывнолите слябе путем оптимизации вторичного охлаждения за счет подбора типов и способа расстановки форсунок.

Для дальнейшего изложения важно отметить, что не все компоненты вектора термических напряжений могут быть минимизированы. Нормальная составляющая термических напряжений связана с нормальной составляющей градиента температуры, направленной перпендикулярно к поверхности непрерывнолитой заготовки (НЛЗ). Эта составляющая градиента температуры определяется плотностью отводимого от сляба теплового потока и не может быть уменьшена без пропорционального уменьшения скорости кристаллизации и, соответственно, производительности УНРС.

Касательная продольная (т.е. направленная по поверхности сляба вдоль оси разливки) составляющая термических напряжений связана с наличием на поверхности сляба продольного градиента температуры. Эта компонента градиента температуры определяется в первую очередь несплошностью вторичного охлаждения, поскольку факелы форсунок не образуют непрерывного поля по длине УНРС, а разделяются роликами. В отличие от нормальной касательная продольная компонента градиента температуры может быть сокращена без ущерба для скорости разливки. В частности, в [230] описан способ сокращения этой компоненты термических напряжений. Замена плоскофакельных форсунок на объёмнофакельные в сочетании с приближением сопел форсунок к

слитку позволяет увеличить толщину факелов или протяженность пятна орошения в направлении разливки, что сокращает градиент температуры в продольном направлении. Однако без радикальных изменений в конструкции поддержки непрерывнолитого сляба, без отказа от роликовой проводки, продольные касательные термические напряжения не могут быть сведены к нулю.

Касательная поперечная (т.е. направленная по поверхности сляба поперек оси разливки) компонента термических напряжений связана с поперечной составляющей градиента температуры, возникающей исключительно вследствие несовершенства форсунок ЗВО, т.е. неоптимального распределения коэффициента теплоотдачи (КТ) по ширине сляба. Минимизация касательной поперечной составляющей градиента температуры вполне осуществима без сокращения скорости разливки и никак не связана с изменениями в конструкции поддержки непрерывного слитка. Именно уменьшению термических напряжений, связанных с поперечной касательной составляющей градиента температуры, путем подбора оптимальных форсунок и оптимальных способов их расстановки и посвящена данная работа.

Поперечная касательная компонента градиента температуры максимальна там, где наиболее велика интенсивность охлаждения, т.е. в плоскостях факелов форсунок или, что то же самое, в серединах межроликовых зазоров. Поэтому задача минимизации этой компоненты градиента температуры сводится к обеспечению постоянной температуры по периметру каждого поперечного сечения сляба, расположенного в плоскостях осей форсунок, а оптимальным следует считать такое распределение КТ по периметру сечения, которое обеспечивает постоянную по периметру температуру. Оптимальным выбором форсунок, их расстановки и режимов работы следует считать такой выбор, при котором распределение КТ минимально отличается от оптимального.

Предлагаемая методика выбора форсунок показана на примере широкой грани слябовой НЛЗ, поскольку выбор конфигурации форсуночного охлаждения

для широкой грани является более сложной задачей (только там применяются многорядные схемы расстановки форсунок).

Оптимальное распределение КТ по ширине слябовой НЛЗ находили, решая обратную задачу теплопроводности с учетом фазовых превращений в слитке с помощью приведенной в пункте 2.1. математической модели.

На границе кристаллизатор – ЗВО задаются граничные условия первого рода, полученные из расчетов по математической модели температурного поля кристаллизатора. Считается, что в поперечном сечении распределение температур и охлаждение симметричны относительно начала координат, поэтому процесс рассматривается в одной координатной четверти (рис. 5.11).

Теплоотдача на поверхности слитка по широкой грани формулируется в виде граничных условий третьего рода:

$$\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=l} = \alpha(\tau, y, z) [T_{o.c.} - T(\tau, l, y, z)] + \sigma_n [T_{o.c.}^4 - T^4(\tau, l, y, z)], \quad (5.13)$$

где α – коэффициент конвективной теплоотдачи является распределенным по поверхности слитка параметром и может изменяться во времени, $T_{o.c.}$ – температура окружающей среды, l – полутолщина слитка, σ_n – приведённый коэффициент излучения. Аналогично задаются граничные условия для узкой грани.

Определение оптимального коэффициента теплоотдачи. Поскольку для предотвращения сильного разогрева поверхности слитка под кристаллизатором на первом и втором уровнях установлены форсунки зоны подбоя, разработка конфигурации которого не входит в поставленную задачу, рассматривается третий уровень расположения форсунок. Температура поверхности слитка в области первых двух уровней под кристаллизатором показана на рис. 5.15. На графиках виден отбор тепла на линиях касания первых трех роликов и в областях водо-воздушного орошения первых двух уровней форсунок.

График распределения температуры поверхности слитка по широкой грани в зоне вторичного охлаждения (ЗВО) представлен на рис. 5.16. Температура в месте контакта слитка с опорно-приводными роликами снижается практически

равномерно вдоль всей линии касания ролика. В зоне подбоя (первые два уровня форсунок) производится наиболее интенсивное охлаждение с целью недопущения разрыва твёрдой корочки слитка. Поэтому здесь можно видеть снижение температуры и в углах слитка, где, вообще говоря, это не желательно. Третий уровень форсунок допускает возможность их оптимальной расстановки по ширине. Таким образом, в этой зоне возможно избежать дополнительно чрезмерного охлаждения углов слитка, что схематично показано на рис. 5.17.

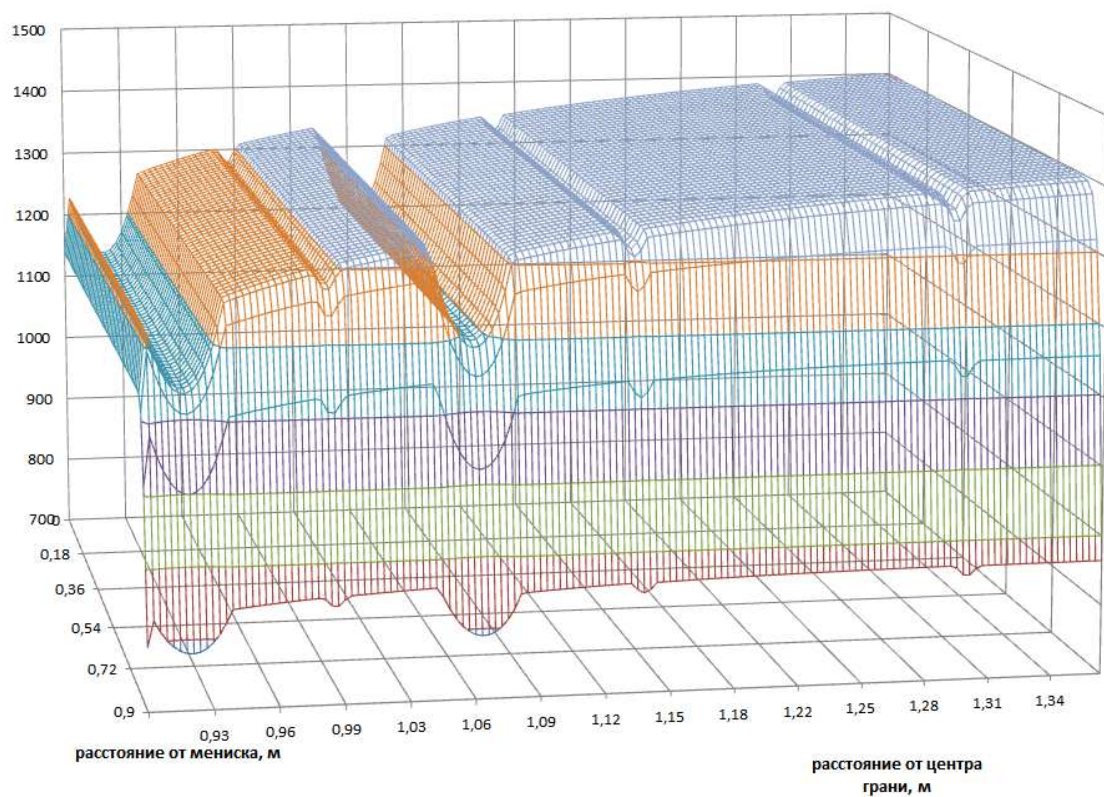


Рисунок 5. 15. Результаты расчета температуры поверхности слитка под кристаллизатором при отборе тепла роликами и первыми двумя уровнями форсунок: на всем участке.

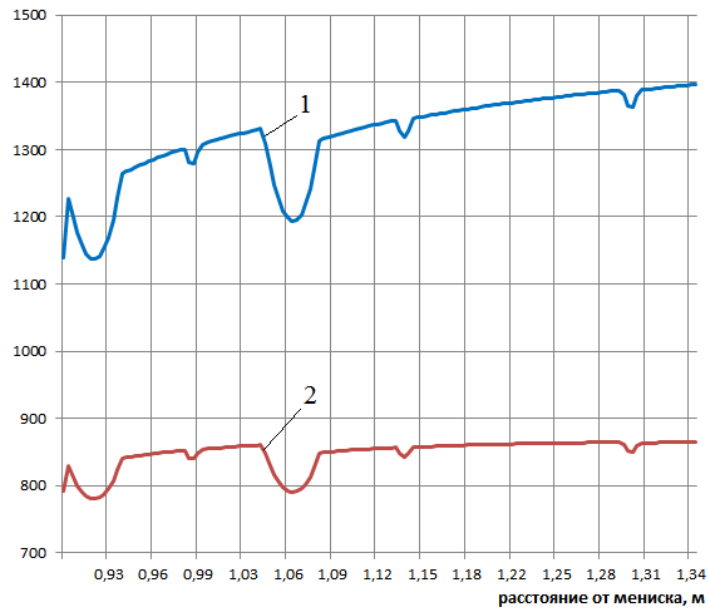


Рисунок 5.16. Результаты расчета температуры поверхности слитка под кристаллизатором при отборе тепла роликами и первыми двумя уровнями форсунок в продольном сечении. 1 – температура вдоль центра грани и 2 – вдоль угла слитка.

Оптимальный коэффициент теплоотдачи для третьего уровня форсунок можно определить, задавая температуру поверхности слитка на участке влияния этих форсунок и решая обратную задачу теплопроводности. Схема охлаждения участка представлена на рис. 5.17. Участок 7 (рис. 5.17) будем называть участком влияния.

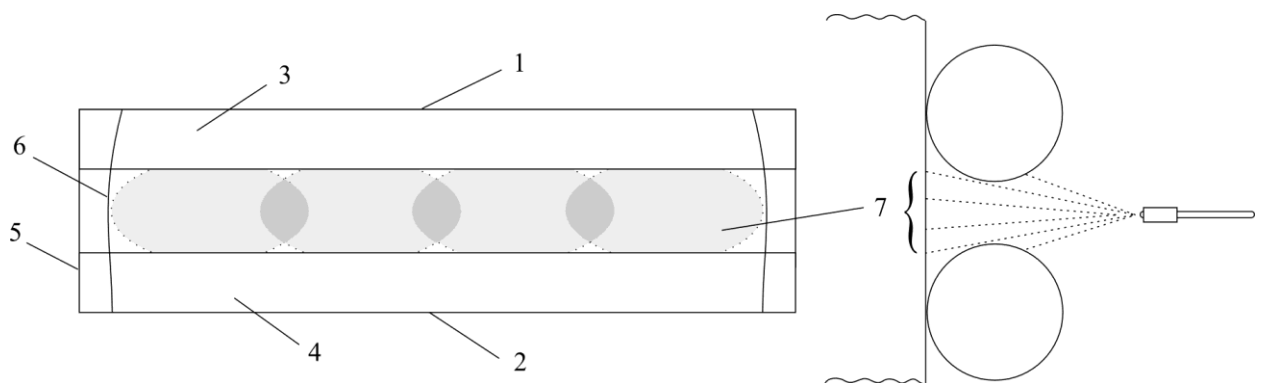


Рисунок 5.17. Охлаждение слитка между вторым и третьим роликами.

1 – линия касания к поверхности слитка второго ролика, 2 – линия касания третьего ролика, 3, 4 – участки под роликами, 5 – угол слитка, 6 – изотерма минимальной температуры, 7 – участок действия распыляемой водо-воздушной смеси.

В [66] показано, что для обеспечения равномерного теплоотвода от слитка достаточно поддерживать среднюю температуру поверхности на заданном уровне. Следовательно, на участке влияния нужно задать такую температуру, которая обеспечит необходимое значение средней температуры на всём участке между вторым и третьим роликами. Также для решения поставленной задачи необходимо учесть, что в углах слитка температура поверхности значительно ниже, чем на остальных участках, поэтому зоны близкие к углам исключаются при задании оптимальной температуры. В начале участка влияния температура поверхности слитка в поперечном сечении известна – на рис. 5.18 показано её распределение, график 1 является поперечным сечением графика представленного на рис. 5.19. Во всех последующих сечениях на участке влияния температура задаётся в виде константы (график 2, рис. 5.18).

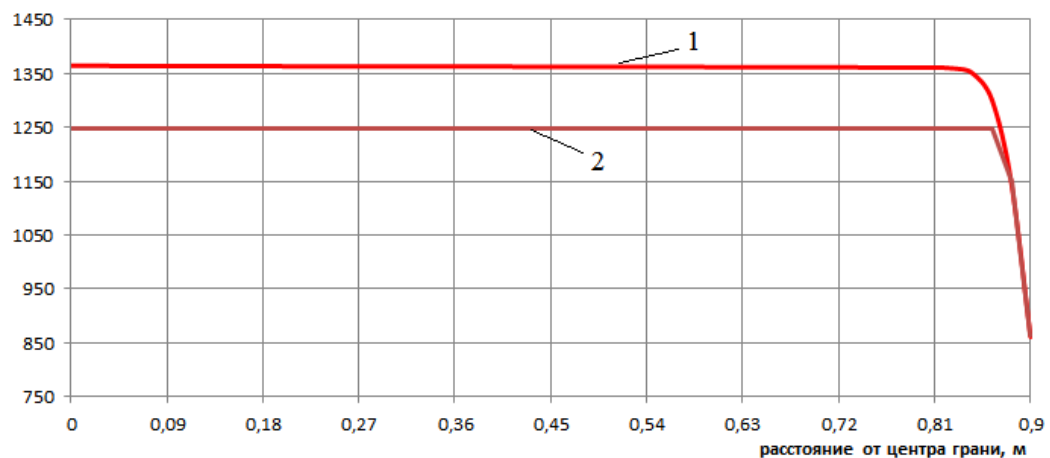


Рисунок 5.18. Температура поверхности слитка в поперечном сечении. 1 – в начале участка влияния, 2 – в середине участка влияния.

Вид распределения температуры в продольном сечении можно задавать различными способами. Если потребовать непрерывность и минимизацию производной в этом же направлении, то возникает классическая задача теории оптимального управления [Га2000], так называемая изопериметрическая задача, решение которой известно – это парабола. Таким образом, в продольном сечении

температура задается в виде параболы, параметры которой обеспечивают заданное значение средней температуры на участке поверхности между первым и вторым роликами (рис. 5.20).

По известной температуре поверхности на участке, вычисляется соответствующий коэффициент теплоотдачи методом прямого обращения конечно-разностного аналога граничных условий (1) [175]. Результат вычислений представлен на рис. 5.21 (кривая 1).

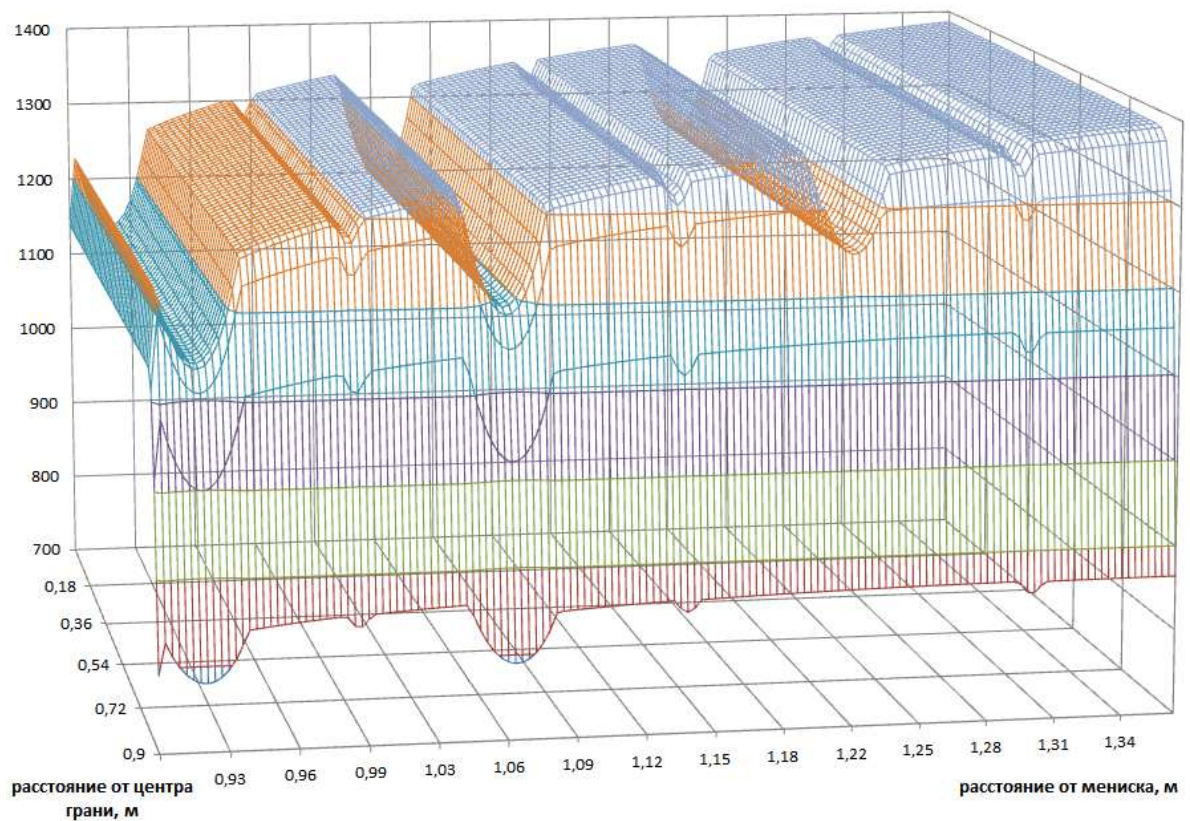


Рисунок 5.19. Температура поверхности слитка на первом-третьем уровнях
форсунок: на всем участке

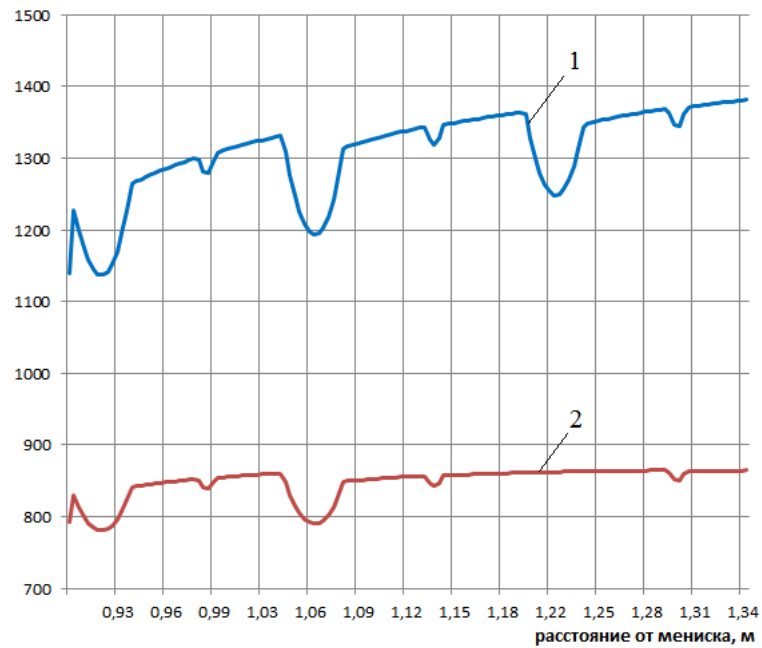


Рисунок 5.20. Температура поверхности слитка на первом-третьем уровнях форсунок в продольном сечении. 1 – температура вдоль центра грани и 2 – вдоль угла слитка.

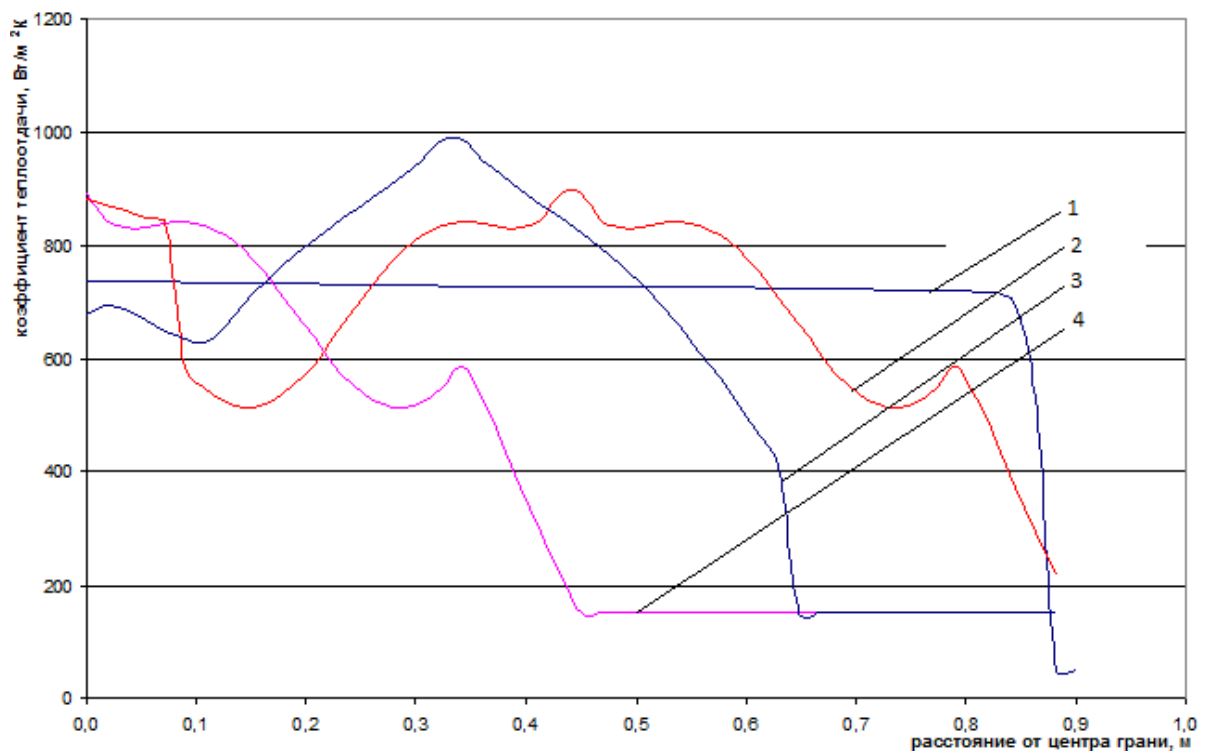


Рисунок 5.21. Коэффициент теплоотдачи на третьем уровне установки форсунок. 1- требуемое распределение; 2 – оптимальное распределение при двухрядной расстановке форсунок; 3- то же при трехрядной; 4- то же при однорядной.

Эксперименты по определению распределенного КТ по факелу форсунок различной конструкции проводились на стендах ЗАО «КОРАД» [3]. В ходе исследования на стенде форсунок как собственной разработки, так и производства других фирм, была создана база данных, включающая в себя характеристики более сотни водяных и водовоздушных форсунок. Каждая строка базы содержит данные о ширине факела и распределении КТ по ширине факела в зависимости от типа форсунки, расстояния до охлаждаемой поверхности и расхода воды, т.о. одной форсунке соответствует несколько строк. Соответствующие графики приведены на рис. 5. 22.

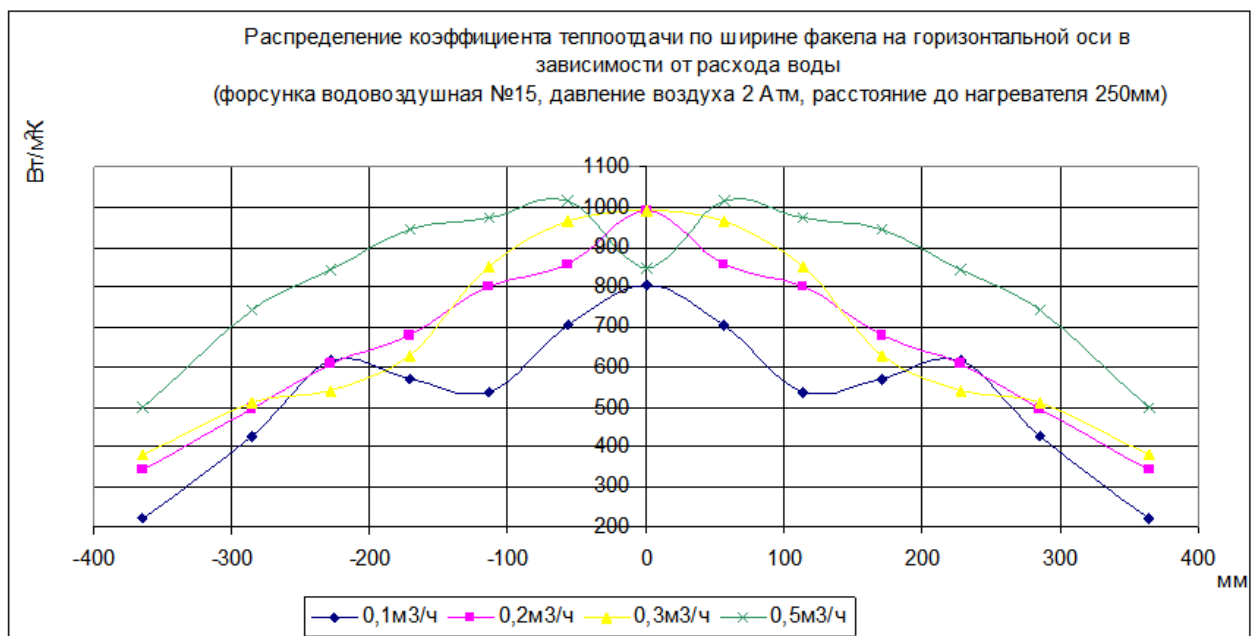


Рисунок 5.22. Вид распределений КТ по ширине форсунки в зависимости от расхода воды.

Измеренное с помощью описанного в [3] стенда значение КТ в отсутствии форсуночного охлаждения составляет в среднем 150 Вт/м²К. При расчете оптимальной расстановки форсунок считали, что КТ за границами факела равен этой величине, а при сложении факелов двух форсунок КТ в каждой точке области пересечения равен наибольшему из двух возможных. По экспериментальным данным ЗАО «КОРАД» подобная методика расчета сложения факелов вполне адекватна при небольших расходах воды – около

0,1м³/ч на форсунку. При большом расходе воды (около 0,3м³/ч) на форсунку в области пересечения факелов образуется ярко выраженный локальный максимум теплоотдачи, что было учтено при расчетах.

Выбор оптимальных форсунок проводили для одно-, двух- и трехрядной расстановки. Для однорядной форсунки оптимизационные расчеты сводились к определению среднеквадратического отклонения фактического распределения КТ по полуширине сляба от оптимального. Строку базы данных, характеризующуюся минимальным среднеквадратичным отклонением, считали оптимальным вариантом типа форсунки, расстояния до сляба и расхода воды.

Для двухрядной расстановки оптимизационные расчеты проводили, исходя из очевидного предположения о том, что обе форсунки в ряду должны быть одного типа и работать в одном режиме. При расчетах для каждой строки базы данных варьировали расстояние между форсунками, определяя оптимальное, т.е. такое, при котором форсунки данного типа в данном режиме работы обеспечат минимальное среднеквадратическое отклонение распределения КТ от оптимального. Затем сравнивали строки базы данных по значению минимального среднеквадратического отклонения и выбирали минимальное значение из минимальных.

Для трехрядной расстановки исходили из предположения, что распределение КТ в приосевой области ширины (400мм) сляба определяется только центральной форсункой, но не периферийными. Исходя из этого предположения на первой стадии расчета определяли форсунку, обеспечивающую минимальное отклонение распределения КТ от оптимального именно в указанной приосевой области. Выбрав оптимальную центральную форсунку, рассматривали сочетания ее факела с факелами различных вариантов периферийных форсунок при разных расстояниях от центральной форсунки до периферийной, также руководствуясь при выборе критерием минимального среднеквадратического отклонения КТ.

Описанные алгоритмы выбора были реализованы на языке программирования Visual Basic for Application, встроенном в Microsoft Excel.

Полученные результаты выбора оптимальных форсунок представлены на рис. 5.21 и в табл. 5.2.

Таблица 5.2. Результаты выбора оптимальных форсунок.

Количество рядов форсунок	Номер форсунки	Расстояние до сляба, мм	Расход воды, м ³ /ч	Среднее квадратическое отклонение, Вт/м ² К	Расстояние между форсунками, мм
1	32	200	0,3	411	-
2	32	200	0,3	149	950
3 (центральная форсунка)	28	250	0,5	139	624
3 (периферийные форсунки)	30	250	0,15		

5.5. Выводы

На основе предложенной методики могут быть автоматически подобраны такие конструктивные параметры форсуночного охлаждения в ЗВО, которые будут соответствовать наименьшим термическим напряжениям, а, следовательно, обеспечивать наилучшее возможное качество металла, производимого машиной непрерывного литья заготовок.

Рассмотрена задача определения оптимальных параметров форсуночного охлаждения непрерывнолитой слябовой заготовки. Предложена методика решения данной задачи, основанная на математическом моделировании температурного поля сляба. Сформулирован критерий оптимальности

форсуночного охлаждения и разработаны алгоритмы решения поставленной задачи для имеющейся базы данных параметров форсунок.

Представлена трехмерная модель температурного поля непрерывного слитка. Полученные данные дают информацию о распределении температур в зависимости от технических характеристик, величин расхода охлаждающей воды, давления воздуха и способа расстановки форсунок в зоне вторичного охлаждения. На основе результатов расчетов могут быть подобраны такие конструктивные параметры форсуночного охлаждения в ЗВО, которые будут соответствовать наименьшим температурным напряжениям, а, следовательно, обеспечивать наилучший тепловой режим для получения высококачественного металла производимого машиной непрерывного литья заготовок.

ГЛАВА 6

ОПРЕДЕЛЕНИЕ РАЦИОНАЛЬНЫХ РЕЖИМОВ РАСХОДА ОХЛАЖДАЮЩЕЙ ВОДЫ В ЗВО

В главе рассмотрены различные числовые характеристики температурного поля непрерывнолитой заготовки, исследована их чувствительность к изменению параметров процесса разлива. В первом параграфе предлагается методика оценки температурного состояния слитка, которая может быть использована как на этапе проектирования, так и в процессе функционирования системы автоматического управления машиной непрерывного литья заготовок. Во втором параграфе излагаются принципы прогнозного управления тепловым состоянием непрерывного слитка в ЗВО. В третьем параграфе представлена методика определения рациональных параметров тепловой работы ЗВО слябовых МНЛЗ. Четвёртый параграф содержит выводы по главе.

6.1. Критерии качества

Одной из главных целей совершенствования технологии разлива стали на машинах непрерывного литья заготовок является улучшение качества металла и увеличение процента выпуска годной продукции.

Понятие «качество металла» складывается из большого числа характеристик структуры слитка, точности геометрических размеров, технологических, физических и химических свойств. Так как данная работа посвящена

исследованиям тепловых режимов при непрерывной разливке, необходимо выбрать такие оценки температурного состояния слитка, которые чувствительны к изменению параметров технологического процесса и одновременно пригодны для получения практических рекомендаций, связанных непосредственно с теплофизическими условиями затвердевания. Основной целью является определение такого режима охлаждения непрерывнолитой заготовки, при котором путем минимизации термических напряжений обеспечивается наилучшее качество производимого металла, то есть отсутствуют различного рода трещины, искажения профиля и прочие дефекты.

Одной из главных целей совершенствования технологии разливки стали на машинах непрерывного литья заготовок (МНЛЗ) является улучшение качества металла и увеличение выпуска годной продукции. Развитие новых технологий делает возможным создание более совершенных систем автоматического управления (САУ) режимами работы МНЛЗ, в том числе и таких подсистем САУ МНЛЗ, которые способствуют более точному соблюдению теплового режима, обеспечивающего высокое качество производимого металла.

Исследователями в области САУ МНЛЗ в различных странах ведутся работы по созданию подсистем управления, основанных на математических моделях тепловых процессов, происходящих в стальном слитке. Математические модели этих процессов, как правило, основываются на дифференциальных уравнениях в частных производных. Для решения задач, содержащих такие уравнения, применяются численные методы. Результатом решения является массив чисел (поле температур), размерность которого соответствует размерности математической модели. Различным параметрам процесса соответствуют различные поля. Из бесконечного множества числовых характеристик поля необходимо выбрать пригодные для использования в САУ МНЛЗ.

Данная часть работы посвящена исследованиям тепловых режимов при непрерывной разливке и выбору таких оценок теплового состояния слитка, которые чувствительны к изменению параметров технологического процесса и одновременно пригодны для получения практических рекомендаций,

непосредственно связанных с теплофизическими условиями затвердевания металла.

Будем считать характеристики температурного поля слитка *критериями качества*, если они неотрицательны, а их минимизация означает приближение к наиболее благоприятному для качества НЛЗ тепловому режиму. Из них необходимо выбрать достаточно чувствительные к изменению управляющих параметров процесса. Таким образом работа САУ МНЛЗ будет направлена на минимизацию критериев качества.

Математическое моделирование процесса кристаллизации непрерывного слитка является постоянным предметом внимания многих исследователей. Для характеристики температурного поля слитка разработано достаточно большое число различных по уровню сложности математических моделей [1]. Существуют одномерные [206], двумерные [104, 239, 243], трехмерные [139], стационарные [1] и нестационарные [239], с учетом [239] или без учета [206] конвективного переноса теплоты, с определением или без определения положения границы фазового перехода [1] и т.д.

В работе [264] разработана нестационарная математическая модель процесса конвективно-кондуктивного переноса теплоты в непрерывнолитом слябе, производимом на криволинейной МНЛЗ, рассматривающая двумерное температурное поле и границу раздела фаз в продольном сечении широкого сляба, которое параллельно узким граням и проходит через середину широких граней. Модель учитывает сложную геометрическую форму зоны вторичного охлаждения (ЗВО), расположение форсунок в ЗВО и зависимость теплоотдачи от расхода воды в них, а также зависимость теплофизических параметров от температуры металла. Теплоперенос в слитке внутри кристаллизатора и на прямолинейных участках описывается уравнением

$$\frac{\partial T(\tau, x, z)}{\partial \tau} + v(\tau) \frac{\partial T(\tau, x, z)}{\partial z} = \frac{1}{c(T)\rho(T)} \left\{ \frac{\partial}{\partial x} \left[\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial z} \right] \right\} \quad (6.1)$$

где $v(\tau)$ – скорость вытягивания слитка; $T(\tau, x, z)$ – температура металла; $c(T)$ – удельная теплоемкость; $\rho(T)$ – плотность и $\lambda(T)$ – теплопроводность разливаемого металла.

Граничные условия для широких граней слитка в кристаллизаторе формулируются с учетом наличия зазора между поверхностью слитка и стенками кристаллизатора

$$\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=l} = \frac{\lambda_3}{\delta_3} (T|_{x=l+\delta_3} - T|_{x=l}) + C_n \left[\left(\frac{T|_{x=l+\delta_3}}{100} \right)^4 - \left(\frac{T|_{x=l}}{100} \right)^4 \right], \quad (6.2)$$

$$0 < z \leq Z, x = l, \quad (6.3)$$

где λ_3 – коэффициент теплопроводности шлакового гарнисажа в зазоре с учетом образования шероховатостей [126]; δ_3 – толщина зазора между поверхностью слитка и стенкой кристаллизатора; $T|_{x=l}$, $T|_{x=l+\delta_3}$ – температура поверхностей слитка и кристаллизатора соответственно; C_n – приведенный коэффициент излучения, учитывающий наличие в зазоре поглощающе-излучающей среды (шлака).

Граничные условия в ЗВО учитывают конвективную и лучистую составляющие теплоотдачи, а также зависимость температуры окружающей среды и коэффициентов теплоотдачи от расположения форсунок и расхода воды в них.

Положение неизвестной границы раздела фаз задается условиями равенства температур и условиями Стефана для двумерного случая:

$$T(\tau, x, z) \Big|_{x=\xi_-(\tau, z)} = T(\tau, x, z) \Big|_{x=\xi_+(\tau, z)} = T_{кр}, \quad (6.4)$$

$$\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial \bar{n}} \Big|_{x=\xi_-(\tau, z)} - \lambda(T) \frac{\partial T}{\partial \bar{n}} \Big|_{x=\xi_+(\tau, z)} = \mu \rho(T_{кр}) \left(\frac{\partial \xi}{\partial \tau} + v \cdot \frac{\partial \xi}{\partial z} \right), \quad 0 \leq z \leq Z, \quad (6.5)$$

где ξ – граница раздела фаз $x = \xi(\tau, z)$; μ – скрытая теплота кристаллизации; $T_{кр}$ – температура кристаллизации (средняя из интервала ликвидус – солидус); $\bar{n}$ – нормаль к поверхности раздела фаз. Аналогично формулируются условия положения неизвестной границы на криволинейных участках.

На всей рассматриваемой области заданы начальные условия:

$$\xi(0,z) = \xi_0(z); \quad (6.6)$$

$$T(0,x,z) = T_0(x,z); T(0,r,\varphi) = T_0(r,\varphi). \quad (6.7)$$

Для решения поставленной нелинейной краевой задачи подобрана соответствующая конечно-разностная аппроксимация. Разработаны алгоритмы решения конечно-разностной задачи и выполнена их реализация на языке C++ в среде программирования Builder 6. Расчеты проведены для широкого сляба толщиной 0,2 м из стали 40, скорости вытягивания слитка 1 м/мин и температуры поступающего расплава 1823 К. Как было сказано выше, результатом решения является числовой массив. Необходимо выделить достаточно чувствительные к изменениям параметров процесса характеристики полученного массива, которые также будут являться критериями качества, и таким образом будут пригодны для использования в САУ МНЛЗ.

На основании качественных рекомендаций о желательном распределении температуры в затвердевающем непрерывном слитке в работе [163] введены «критерии оптимальности непрерывной разливки металла» и выражены в виде интегралов. Предполагается, что слитки, температурные поля которых характеризуются меньшими значениями критериев, обладают более высоким качеством. Однако более детальное их исследование показало, что интегральные критерии не вполне пригодны для использования в САУ МНЛЗ.

Это значит, что критерий будет тем меньше, чем меньше разность температур поверхности и центра слитка (в одном и том же поперечном сечении). Проверим это с помощью численного эксперимента. В терминах введенной выше двумерной модели критерий имеет вид:

$$J_1 = \int_0^{\frac{\pi}{2}} \int_{r_m}^{\xi_1} |T_r| dr dz + \int_0^{\frac{\pi}{2}} \int_{\xi_2}^{r_m+2l} |T_r| dr dz. \quad (6.8)$$

Отсюда следует, что значение J_1 будет уменьшаться при повышении температуры поверхности слитка. Из графиков, построенных по результатам

численных экспериментов (рис. 6.1), видно, что минимальное значение критерия будет достигнуто, когда расход воды во всех секциях ЗВО будет равен нулю.

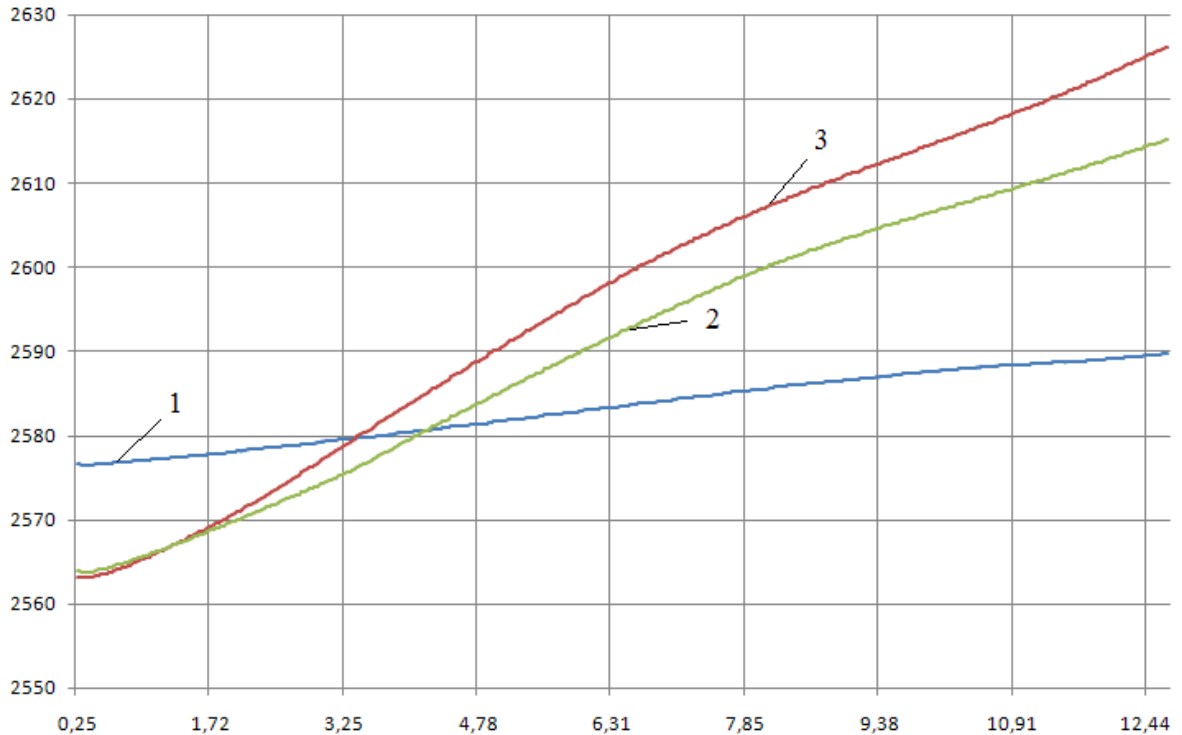


Рисунок 6.1. Значения критерия J_1 в зависимости от расхода воды в первой (1), второй (2) и третьей (3) секциях ЗВО. Критерий J_1 . Расход воды, $1 \cdot 10^{-4} \text{ м}^3/\text{с}$

Кроме того, значения J_1 могут быть одинаковы для благоприятного и неблагоприятного температурных режимов. Благоприятным в данном случае считается режим, при котором достигается удовлетворительное качество НЛЗ, а неблагоприятным – такой, который приводит к получению бракованной продукции. Это положение подтверждается графиками распределения температуры для двух различных режимов вторичного охлаждения, представленными на рис. 6.2. Режим, соответствующий графику 2, а, взят из технологической инструкции и считается наиболее благоприятным. Режим, соответствующий графику 6.2, б, подобран так, чтобы значение критерия J_1 было такое же, как для режима 6.2, а, но расход воды в 8-й секции занижен, а в 9-й – завышен. Здесь можно видеть, что приблизительно после 11-го метра по длине заготовки имеет место слишком большой повторный разогрев. При этом далее по длине слитка температура поверхности несколько раз снижается настолько

сильно, что может переходить в область превращения аустенита, а такие переходы приводят к растрескиванию поверхности слитка. Тем не менее, значения критерия J_1 для обоих режимов равны.

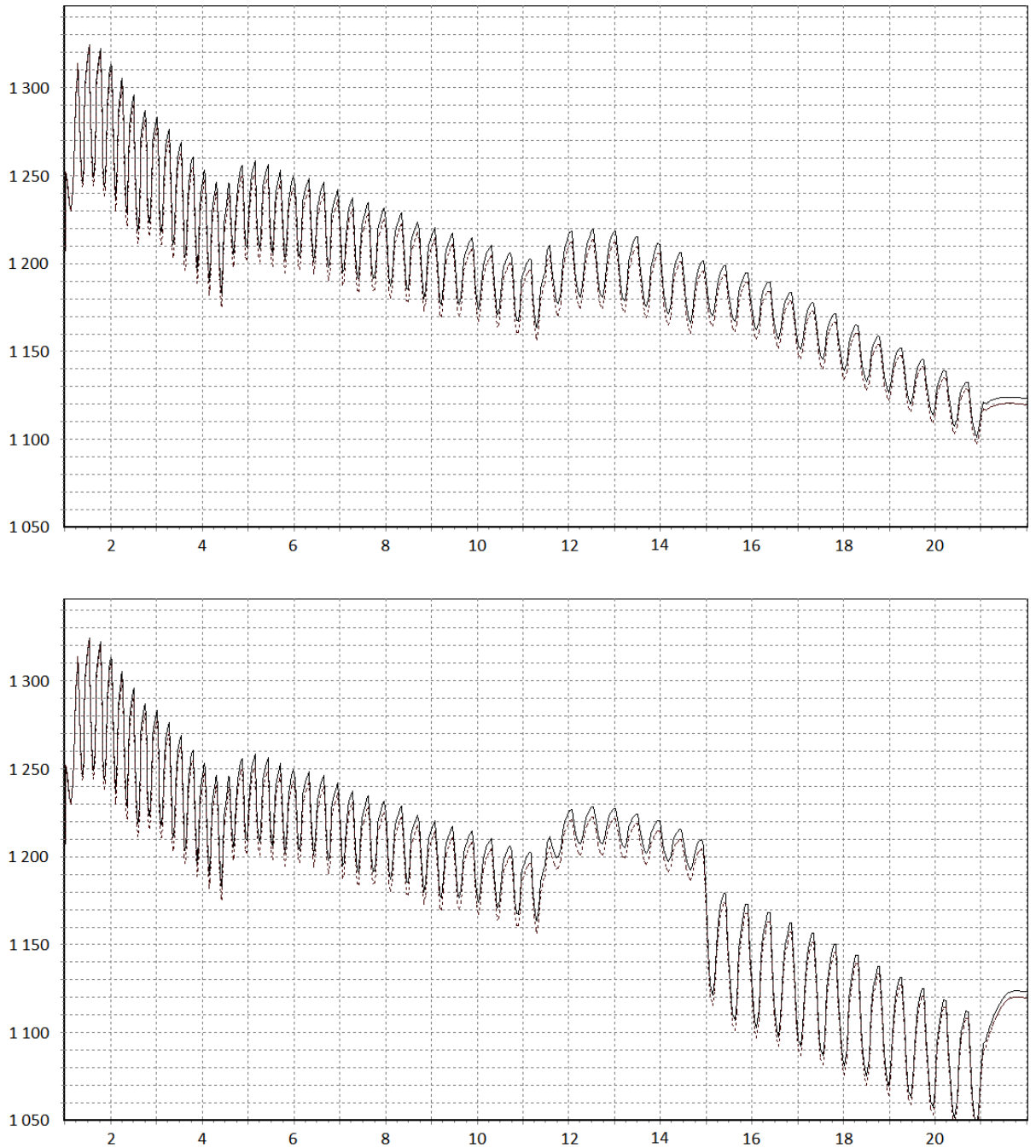


Рисунок 6.2. Температура поверхности слитка по внутреннему (—) и по внешнему (· · · ·) радиусам: а – режим охлаждения по технологической инструкции для установившегося режима (расход воды на форсунку в 8-й и 9-й секциях $G_8 = G_9 = 1,053 \cdot 10^{-4}$ м³/с); б – расход воды понижен в 8-й и завышен в 9-й секциях ЗВО ($G_8 = 0,56 \cdot 10^{-4}$ м³/с, $G_9 = 1,87 \cdot 10^{-4}$ м³/с)

Аналогичные результаты можно получить и для других введенных в работе [163] интегральных характеристик. Таким образом, интегральные критерии не подходят для решения поставленной задачи, так как их минимизация не означает приближение к наиболее благоприятному температурному режиму.

Анализ других показателей температурного поля. Кроме интегральных характеристиками процесса также служат среднемассовая, минимальная и максимальная температура слитка внутри каждой секции, средняя температура поверхности, величины теплоотвода, минимального или максимального температурного градиентов, глубина жидкой лунки и другие.

Глубина жидкой лунки должна поддерживаться на установленном уровне. Если окончательное затвердевание происходит задолго до точки выпрямления слитка, то его распрямление сопровождается нежелательными механическими напряжениями и связанными с ними дефектами. С другой стороны, для повышения производительности МНЛЗ нужно увеличивать скорость вытягивания слитка, что сопровождается увеличением глубины жидкой лунки, которая не должна превышать установленную максимальную длину. Если жидкая фаза будет оставаться после зоны принудительного охлаждения, то благодаря выделению скрытой теплоты кристаллизации будет происходить повторный разогрев затвердевших слоев. Это обычно ведет к образованию внутренних трещин вблизи фронта затвердевания и других дефектов слитка. Попадание же слитка с жидкой сердцевиной в валки тянущих клеток приводит к образованию характерных внутренних трещин [167], а, следовательно, к браку металла. Кроме того, при слишком большой глубине лунки жидкая фаза может попасть в зону газовой резки, что приведет к аварийной ситуации. Однако проведенные расчеты показывают, что на глубину жидкой фазы в значительной степени влияет скорость вытягивания слитка и пренебрежимо мало – интенсивность вторичного охлаждения. Поэтому нельзя компенсировать изменение величины жидкой лунки при изменениях скорости за счет интенсивности охлаждения в ЗВО. Тем не менее, функционально ЗВО является крайне важной с точки зрения качества НЛЗ. Режим работы должен предотвращать образование слишком больших внутренних

термических напряжений, которые могут вызвать формирование трещин различного рода, нарушение геометрической формы заготовки, осевую пористость, ликвацию и прочие дефекты слитка [105]. Чрезмерная интенсивность охлаждения грани слитка или ее участка способствует прогибу грани внутрь и образованию в горячих слоях металла растягивающих напряжений, приводящих к трещинам [135]. В то же время охлаждение должно быть достаточно интенсивным, чтобы не допустить разрыва твердой оболочки слитка. Это в особенности относится к секциям ЗВО, расположенным непосредственно под кристаллизатором, так как здесь оболочка имеет малую толщину и высокую температуру. Также необходимо учитывать, что повышение интенсивности теплообмена ограничивается конечным термическим сопротивлением корочки заготовки.

Выдерживать *среднемассовую температуру*, как и глубину жидкой лунки, не представляется возможным, так как эта величина существенно более чувствительна к скорости разливки, чем к интенсивности охлаждения. Это означает, что при увеличении скорости разливки из-за горячей сердцевины слитка придется слишком сильно переохлаждать его поверхность, что приведет к повышенным термическим напряжениям и, следовательно, к браку. И наоборот – при пониженной скорости разливки, чтобы удержать *среднемассовую температуру* металла на требуемом уровне, необходимо (но недостаточно) снижать расход воды до минимума, тем самым допуская перегрев поверхности. А это в свою очередь приведет к повторному разогреву затвердевшей поверхности слитка и возможно даже к прорыву его твердой оболочки.

Зависимость максимальной, средней и минимальной температуры поверхности от расхода воды в одной секции представлена на рис. 6.3. Можно выделить достаточно большие диапазоны изменения расхода воды, в которых пренебрежимо мало меняются максимальная или минимальная температура. При этом средняя температура в секции достаточно чувствительна к изменениям расхода воды во всем рабочем диапазоне.

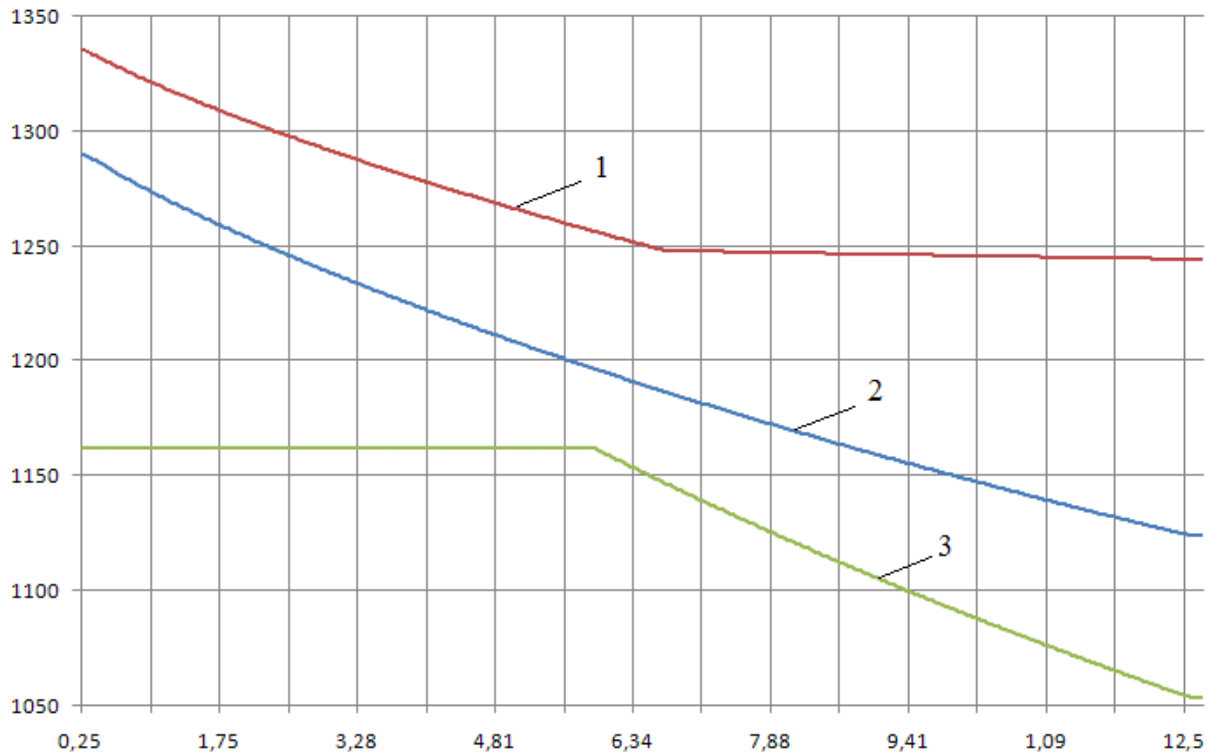


Рисунок 6.3. Изменение максимальной (1), средней (2) и минимальной (3) температуры поверхности слитка в первой секции ЗВО в зависимости от расхода воды. Температура, К. Расход воды на форсунку, $1 \cdot 10^{-4} \text{ м}^3/\text{с}$

Низкая чувствительность *минимальной температуры* при малых расходах воды объясняется тем, что в этом случае минимум температуры зачастую наблюдается в начале секции, и решающее влияние на него оказывает расход воды в предыдущей секции (см. рис. 2, б). Когда же расход охлаждающей воды превышает некоторое значение, точка, в которой определяется минимальная температура, перемещается на участок под последней форсункой секции. Здесь температура поверхности очень чувствительна к изменению расхода воды, этим и объясняется резкое изменение динамики минимальной температуры.

Максимальная температура определяется в точке, которая находится на одном из участков, на которые не попадает вода из форсунок. Чем больше расход воды, тем ближе к началу секции расположен максимум температуры (см. рис. 2). А при достаточно больших расходах максимальная температура определяется в начале секции, перед первой форсункой, где чувствительность к изменениям

расхода воды низкая. Таким образом, минимальная и максимальная температуры – показатели нестабильные и не могут быть использованы в САУ.

Тем более нельзя использовать показания температуры в какой-либо одной точке. Из рис. 6.2 видно, что можно подобрать два существенно отличающихся температурных режима, для которых значения температуры в одной специально выбранной точке (и даже в нескольких точках) будут совпадать.

Часто в качестве показателя используют *величину теплоотвода* от слитка. В этом случае стремятся установить такой режим работы ЗВО, при котором осуществляется постоянный или равномерно убывающий теплоотвод по длине слитка [160]. Однако из-за неравномерного охлаждения обеспечить равномерный теплоотвод не представляется возможным (рис. 6.4).

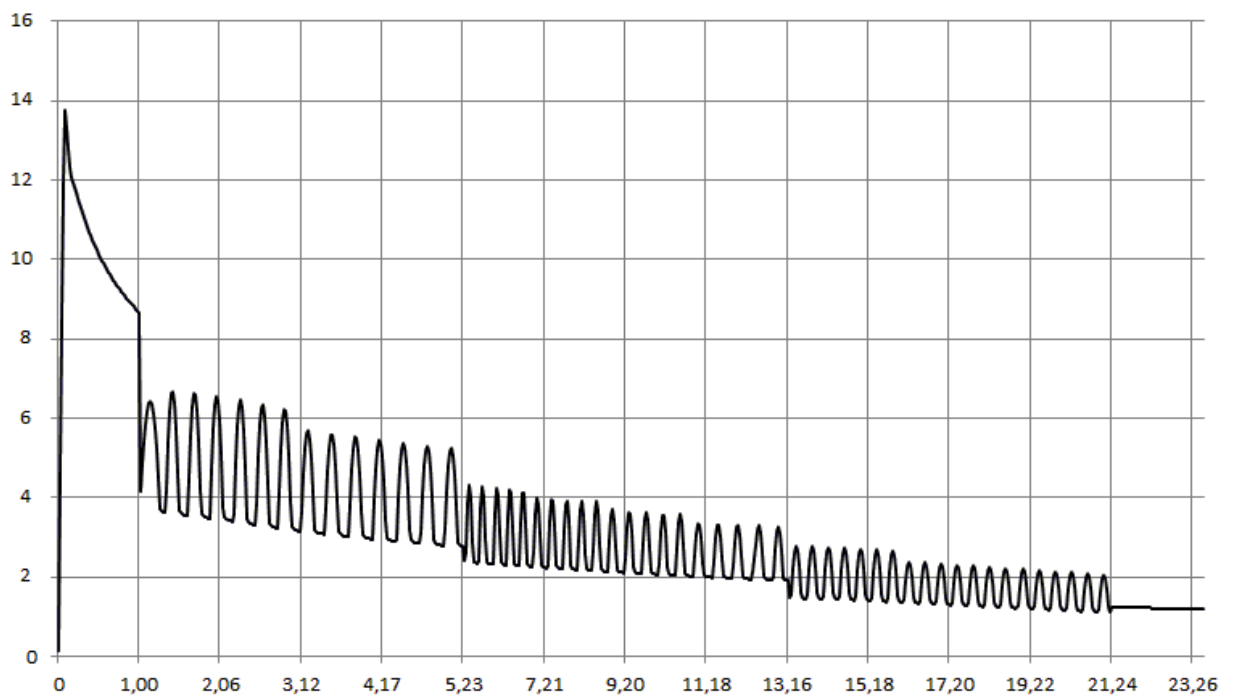


Рисунок 6.4. Теплоотвод от слитка

Плотность теплового потока, $1 \cdot 10^5$ Вт/м². Расстояние от мениска, м

Величина *максимального температурного градиента* напрямую связана с величиной максимальных температурных напряжений и является определяющей

для качества слитка, в то время как *минимальный температурный градиент* с этой точки зрения не представляет интереса. Подробно динамика температурных градиентов рассмотрена в работе [64]. Для примера приведем динамику изменения средней температуры поверхности и максимального градиента на участке влияния третьей секции ЗВО при равномерном увеличении расхода охлаждающей воды от минимально допустимого до максимально допустимого (рис. 6.5). Из графика видно, что меньшим значениям средней температуры поверхности на участке влияния соответствуют большие значения максимального градиента. На рис 6.5 представлен график, отражающий соответствующую динамику теплоотвода с одной широкой грани на рассматриваемом участке влияния при ширине слэба 1 м.

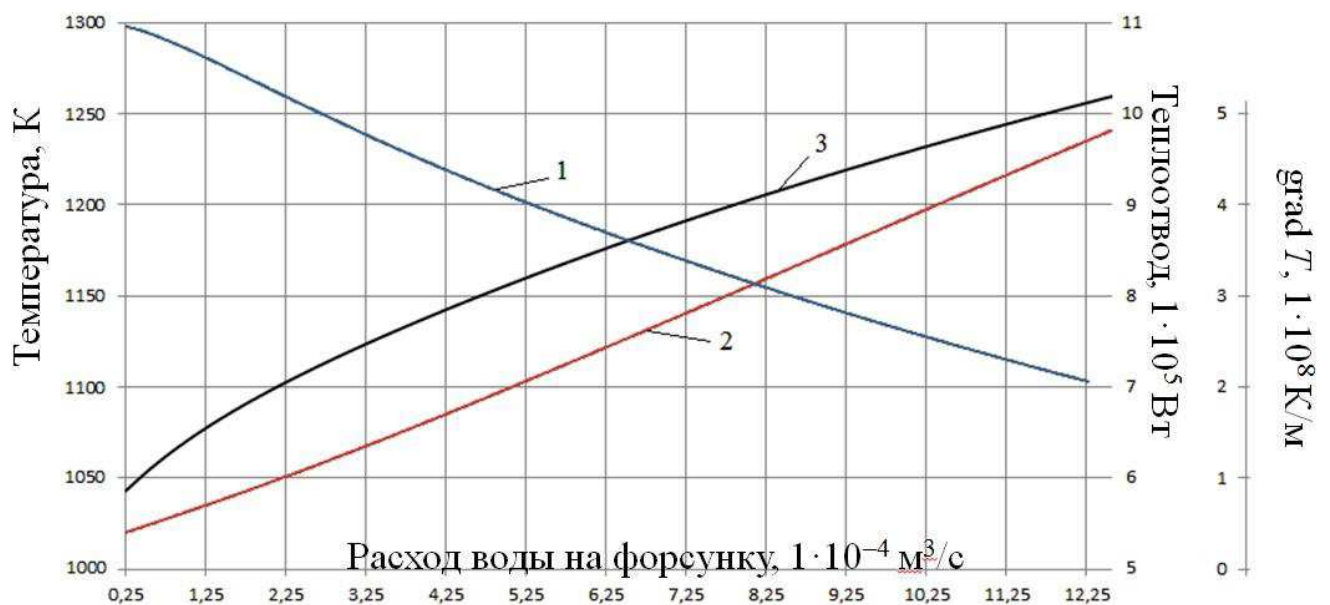


Рисунок 6.5. Изменение средней температуры поверхности слитка (1), величины максимального температурного градиента (2) и теплоотвода (3) на участке влияния третьей секции ЗВО в зависимости от расхода воды

Следовательно, одним из наиболее адекватных показателей реакции на управляющие и возмущающие воздействия (а также соответствия требованиям) на характер теплоотвода является *среднее значение температуры поверхности*

слитка на некотором участке. Таким образом, можно установить средние значения температуры поверхности для нескольких участков слитка и с помощью САУ МНЛЗ поддерживать эти значения в течение всего процесса разливки. При этом будет обеспечиваться наиболее рациональный уровень теплоотвода, а, следовательно, и температурных градиентов. Кроме того, поддержание средней температуры поверхности на определенном уровне позволит избежать повторного разогрева затвердевшей корочки слитка.

Рассмотрим далее, какое значение имеет выбор участков, для которых устанавливаются значения средней температуры.

Чувствительность температуры поверхности слитка к изменениям режимов охлаждения и критерии качества. Для исследования степени влияния изменения входных параметров (расхода охлаждающей воды в кристаллизаторе и в каждой секции ЗВО) на изменение температуры слитка были построены графики чувствительности динамической системы по параметрам [Роз81]. Под чувствительностью в данном случае понимается реакция процесса на 10%-ное изменение параметра. Поочередно вносились возмущения в расходы воды в различных секциях охлаждения слитка. На рис. 6.6 представлены полученные в результате расчетов данные о чувствительности температуры поверхности слитка к изменениям расхода воды в кристаллизаторе и в различных секциях ЗВО.

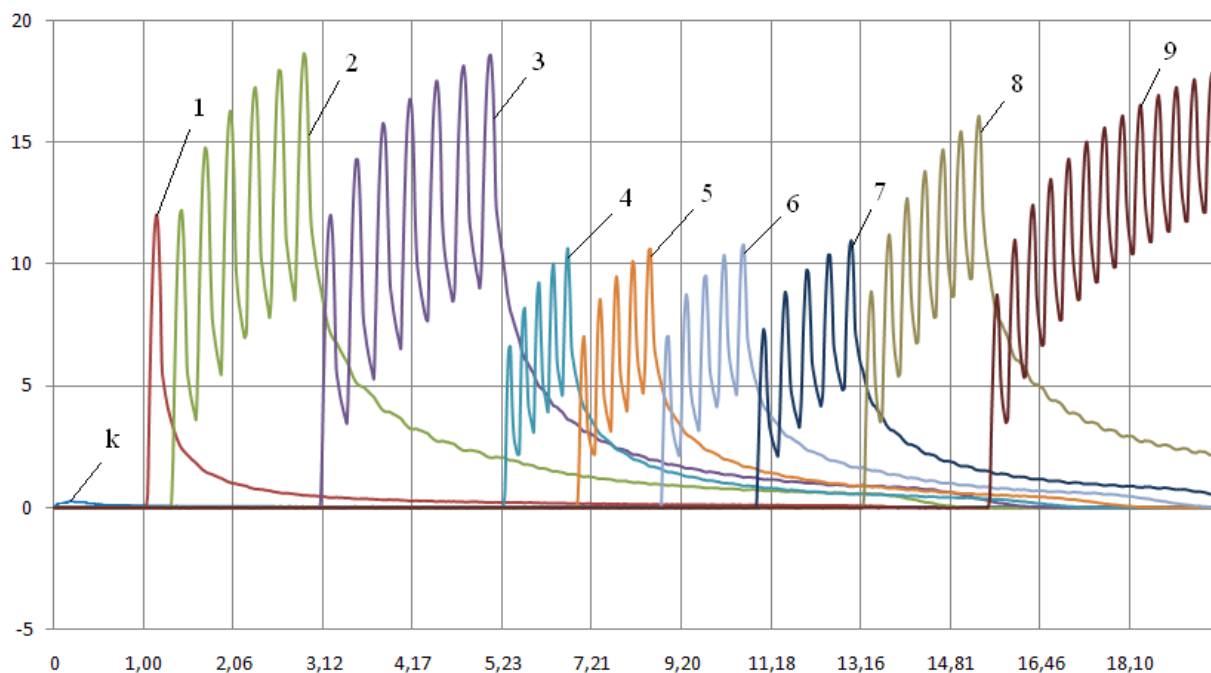


Рисунок 6.6. Чувствительность температуры поверхности слитка к изменению расхода охлаждающей воды: k – в кристаллизаторе; 1–9 – в 1–9-й секциях ЗВО соответственно. Разность температур, К. Расстояние от мениска, м

Исследования показывают, что изменение расхода охлаждающей воды на кристаллизатор имеет незначительное влияние, следовательно, его невозможно использовать в качестве управляющего параметра. Этот факт подтверждается также многочисленными экспериментальными и производственными данными.

В то же время можно сделать вывод о том, что процесс достаточно чувствителен к изменениям расхода воды в любой из секций ЗВО: чувствительность выше на участках, находящихся внутри зоны действия форсунки. Функции чувствительности принимают максимальные значения на участках, которые приблизительно соответствуют координатам последних форсунок всех секций ЗВО.

Чувствительность температуры поверхности слитка к изменениям расхода охлаждающей воды незначительно зависит от скорости вытягивания слитка (рис. 6.7). В связи с этим в дальнейшем участки для вычисления средней температуры выбираются независимо от скорости движения слитка.

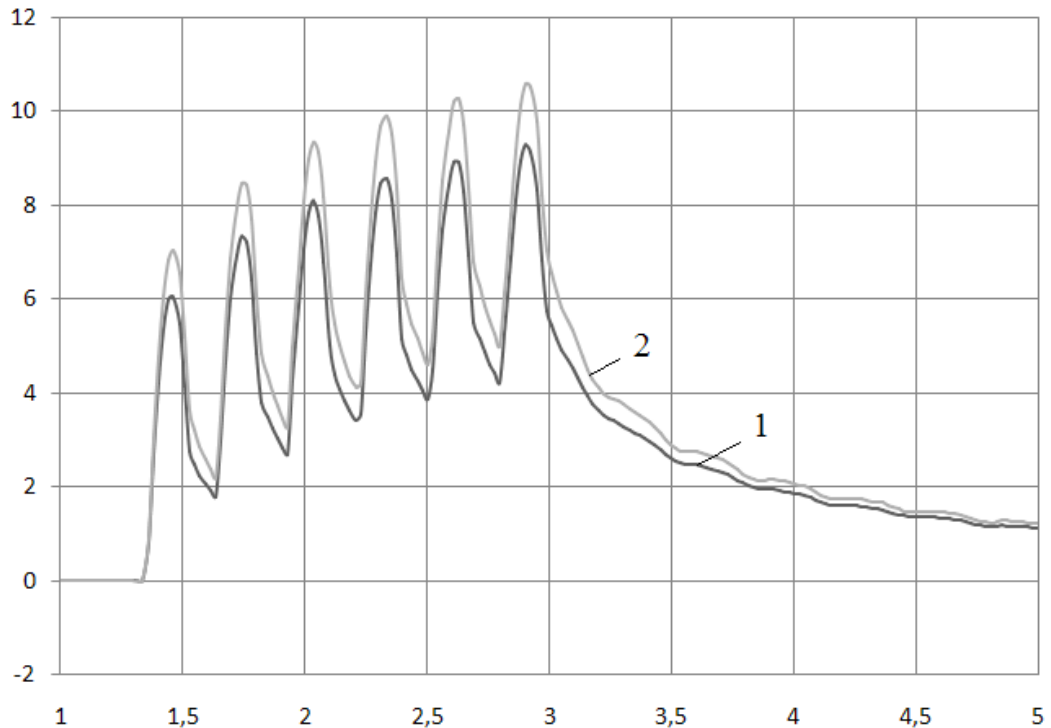


Рисунок 6.7. Чувствительность температуры поверхности к изменению расхода воды во второй секции ЗВО при скорости вытягивания слитка 1 м/мин (1) и 0,6 м/мин (2). Разность температур, К. Расстояние от мениска, м

На основе данных о функциях чувствительности выделяются участки поверхности, на которые наибольшее влияние имеет та или иная секция вторичного охлаждения. Из рис. 6.6 видно, что участки влияния секций могут перекрываться, и начало следующего участка не совпадает с концом предыдущего.

Разделение на участки влияния секций охлаждения можно произвести различными способами, в том числе и так, чтобы участки перекрывались (рис. 6.8). Но при этом в участок не должны входить точки, на которые соответствующая секция не имеет значительного влияния, так как в этом случае управляемый параметр будет мало реагировать на управляющее воздействие.

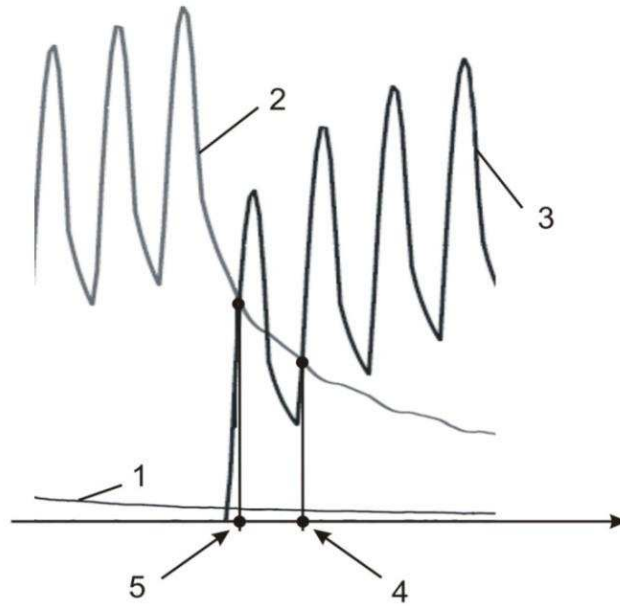


Рисунок 6.8. Пример разделения на участки влияния (фрагмент рис. 6.6): 1–3 – функции чувствительности к изменению расхода воды в 1-й–3-й секциях соответственно; 4 – конец участка влияния второй секции; 5 – начало участка влияния третьей секции

Таким образом, поверхность слитка в ЗВО разделяется на участки U_m влияния m -й секции. Для каждого участка влияния определяется критерий управления:

$$J_m = \sum_{(x_i, y_j, z_k) \in U_m} (T(\tau_f, x_i, y_j, z_k) - T_m)^2$$

где $(x_i, y_j, z_k) \in U_m$ означает, что точка поверхности (x_i, y_j, z_k) принадлежит участку влияния m -й секции U_m , τ_f – время, на которое рассчитывается прогноз, T_m – требуемое значение средней температуры на участке влияния m -й секции U_m , соответственно величины J_m являются **критериями качества**.

Задача САУ состоит в том, чтобы по текущим параметрам процесса вычислить такой расход воды в m -й секции ЗВО, который необходимо установить, чтобы в следующий момент времени ($\tau_f = \tau + \Delta\tau$) получить требуемую температуру T_m .

6.2. Прогнозное управление тепловым состоянием непрерывного слитка

Рассмотрена задача определения расхода воды в зоне вторичного охлаждения машины непрерывного литья заготовок в режиме автоматического управления. Для решения задачи предложен метод MPC (Model Predictive Control) – прогнозного управления. Приведено описание метода и особенности его применения к данной задаче. Представлены результаты численных экспериментов.

Одной из задач системы автоматического управления (САУ) машины непрерывного литья заготовок (МНЛЗ) является поддержание определенного теплового режима слитка. В зоне вторичного охлаждения (ЗВО) для этой цели используется подсистема управления расходом охлаждающей воды в каждой секции. Для проектирования и функционирования такой подсистемы необходимы алгоритмы, которые в масштабе реального времени вычисляют величины управляющих воздействий – требуемого на текущий момент расхода воды, который обеспечит наилучший тепловой режим затвердевания слитка.

В настоящее время для решения задачи определения расхода охлаждающей воды в ЗВО МНЛЗ используют два метода управления: разомкнутое и динамическое (которое также, вообще говоря, является разомкнутым, если не использует данные измерений текущего состояния управляемых параметров).

Разомкнутое управление означает, что в процессе управления не учитываются выходные данные, алгоритм управления строится только на основе заранее заданного правила реагирования на входящие сигналы и в последующем не корректируется в зависимости от фактических значений управляемых параметров. Алгоритмы разомкнутого управления предполагают установку расхода воды во всех секциях ЗВО в зависимости от текущей скорости разливки. Важнейшим этапом разработки такого алгоритма является экспериментальный подбор значений управляющих воздействий в зависимости от возмущающих параметров. Как правило, разработчики МНЛЗ определяют величину

управляющих воздействий для различных скоростей вытягивания слитка в установившемся режиме.

Экспериментально подобран алгоритм разомкнутого управления, представленный в инструкции по режимам охлаждения для АСУ МНЛЗ (рис. 1.17). В инструкции для определенной группы марок сталей приведены графики расхода воды на каждую секцию ЗВО в зависимости от скорости вытягивания слитка.

Поскольку разомкнутое управление дает низкое качество при переходных режимах, в настоящее время ведется активная разработка алгоритмов динамического управления.

Динамическим (здесь идет речь только о работах, касающихся вторичного охлаждения МНЛЗ) называют управление, когда некоторым образом определяется положение участков с различными показателями одной и той же характеристики теплового поля (например, средний теплоотвод или среднемассовая температура), и в зависимости от этого регулируется расход воды в соответствующей секции.

В работе [123] описан алгоритм, основанный на вычислении средней скорости перемещения слитка для каждой секции ЗВО. На основании этой информации вносится корректировка в расход воды, определенный алгоритмом разомкнутого управления.

В ООО «Уралмаш-Метоборудование» разработана система управления качеством заготовок, включающая в себя подсистему «Динамическая система вторичного охлаждения (ДСВО)» [2]. Система ДСВО, основанная на модели EKSPRESS, поддерживает температурный профиль заготовки вдоль технологического канала МНЛЗ, отслеживает толщину корки и глубину жидкой лунки в динамических режимах работы машины. Быстродействие достигается благодаря тому, что определение температуры производится без решения дифференциального уравнения на каждом шаге срабатывания системы.

В работе [342] предложен следующий алгоритм: температура слитка вычисляется по одномерной модели теплопроводности, после чего по разности

заданной и вычисленной температур производится корректировка расхода охлаждающей воды на основе пропорционально-интегрального закона регулирования.

Прогнозное управление. Предлагаемый в данной работе метод управления основан на расчетах по математической модели технологического процесса. Существенным отличием от алгоритма [342] является то, что вместо регулятора, корректирующего управляющее воздействие по текущей невязке, применяется другой подход. Алгоритм несколько раз рассчитывает будущее развитие процесса для различных входных данных, предсказывает будущее поведение управляемого параметра в зависимости от различных входов и подбирает входящие величины таким образом, чтобы минимизировать разницу между целью и прогнозом.

В англоязычной литературе такой метод управления называется MODEL-BASED PREDICTIVE CONTROL (MBPC) или MODEL PREDICTIVE CONTROL (MPC) [218, 235]. В российских публикациях его иногда называют управлением с прогнозирующими моделями [93, 164].

В работе [235] приведены следующие определение и описание метода: MPC – метод управления по обратной связи для нелинейных систем, основанный на оптимизации. Его основные приложения – задачи стабилизации и слежения. Пусть состояние управляемого процесса $x(k)$ измеряется в моменты времени τ_k , $k = 0, 1, 2, \dots$. «Управляемый» означает, что в каждый момент времени можно выбрать управляющее воздействие $u(k)$, которое повлияет на дальнейшее поведение (будущее состояние) системы. Задача управления состоит в нахождении такого управляющего воздействия $u(k)$, которое переведет состояние системы в требуемое, т.е. $x(k + 1)$ – будущее состояние системы будет равно $x_{ref}(k + 1)$ – требуемому состоянию. Это значит, что либо текущее состояние системы далеко от требуемого, и необходимо перевести его в требуемое, либо текущее состояние системы очень близко к требуемому, и его нужно сохранять (задача стабилизации). Если при этом нужна (и возможна) оптимизация некоторого критерия, то задача становится задачей оптимального управления.

Таким образом, можно принять следующее определение. *Прогнозным* называется метод управления, при котором на базе математической модели строятся алгоритмы, устанавливающие зависимость будущего поведения объекта от управляющих воздействий, устанавливаемых в текущий момент времени, и решается задача нахождения величин управляющих воздействий, с заданной точностью соответствующих требуемому состоянию объекта в прогнозе (рис. 6.9).

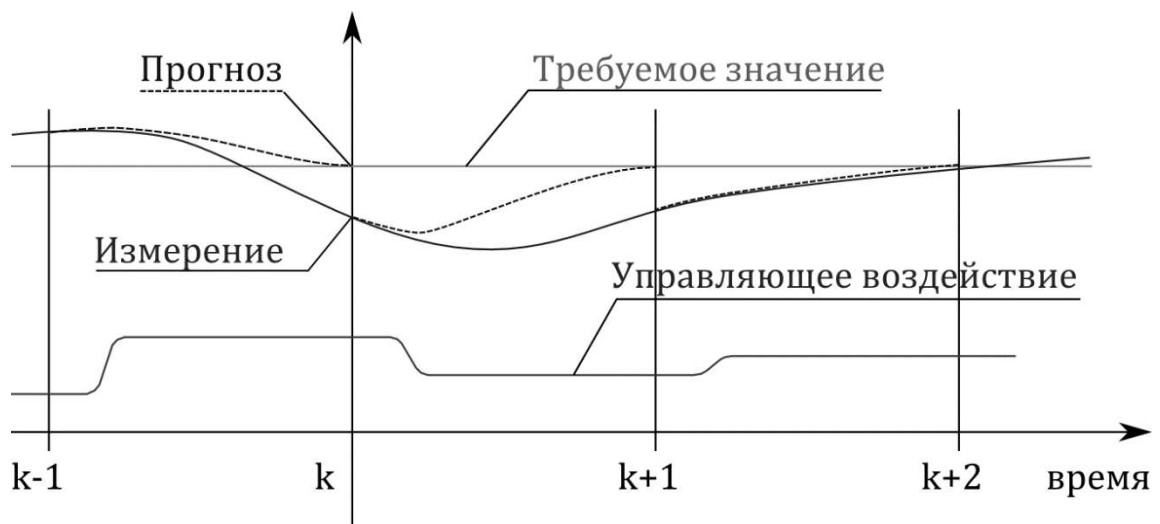


Рисунок 6.9. Принцип действия метода прогнозного управления

Необходимо иметь в виду, что для применения метода прогнозного управления в САУ расчет прогноза по используемой в нем математической модели должен производиться существенно быстрее, чем в режиме реального времени.

Постановка задачи. Как уже было сказано выше, управляющим воздействием является расход охлаждающей воды в каждой секции ЗВО. В работе [66] показано, что в качестве управляемых параметров может быть выбрана средняя температура поверхности слитка на специальных участках, разделяющих ЗВО вдоль технологической линии в соответствии с конструктивными параметрами охлаждающих секций. Их называют участками влияния секций. Необходимо в соответствии с приведенными в работе [66] рекомендациями выделить участки влияния секций и разработать алгоритм вычисления таких

величин расхода охлаждающей воды для каждой секции ЗВО МНЛЗ, которые обеспечат «на выходе» поддержание средней температуры поверхности выделенных участков на определенном уровне.

Математическая модель конвективно-кондуктивного переноса тепла в непрерывном слитке. В работе [177] предложена математическая модель, которая учитывает зависимость теплофизических характеристик металла от температуры – конвективно-кондуктивный перенос тепла в слитке и теплообмен внутри стенок кристаллизатора описываются нелинейными нестационарными уравнениями в частных производных. Для части слитка, находящейся внутри кристаллизатора, заданы граничные условия, соответствующие характеру теплообмена при разливке под шлаком и наличии между поверхностью слитка и стенкой кристаллизатора зазора, заполненного частично шлаковым гарнисажем, частично газом. Положение границы раздела фаз определяется из условия равенства температур и условия Стефана. Для всех дифференциальных уравнений заданы необходимые условия однозначности (граничные и начальные условия).

Система координат привязана к МНЛЗ (рис. 6.10), начало координат находится на уровне мениска.

Предложенная математическая модель адаптируема к реальным условиям протекания процесса. В работе [253] описаны алгоритмы подстройки параметров модели в соответствии с поступающей оперативной информацией измерительных приборов о температуре поверхности слитка. Модель позволяет наблюдать динамику процесса затвердевания слитка при изменяющихся входных параметрах. Выходной информацией математической модели являются температура металла и положение границы раздела фаз в продольном сечении слитка в любой момент времени. Кроме того, по этим данным могут быть вычислены величины температурных градиентов, теплоотвода и средней температуры поверхности по центру широкой грани на различных участках заготовки.

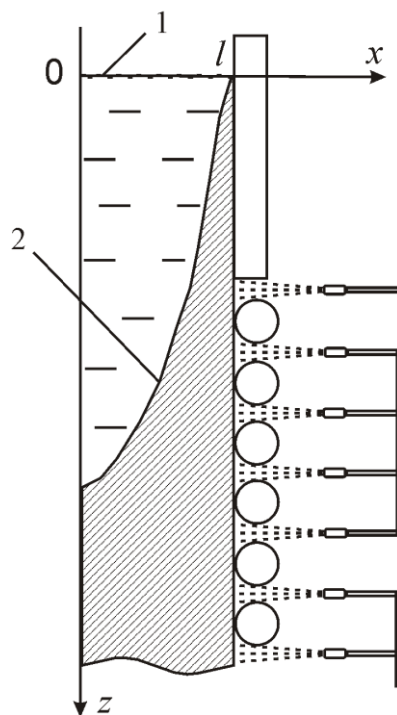


Рисунок 6. 10. Схема моделируемой области: 1 – уровень мениска,
2 – граница между твердой и жидкой фазами

Для определения участков влияния необходимо построить функции чувствительности температуры поверхности слитка к изменениям расхода воды отдельно для каждой секции ЗВО.

Точное определение функций чувствительности дано в работе [144]: функции чувствительности первого порядка представляют собой частные производные различных переменных состояния и показателей качества по параметрам соответствующей определяющей группы. В такой постановке задачи – это отношение разности температур в точке на поверхности слитка при различных расходах воды к соответствующей разности этих расходов, т.е. нужно при всех неизменных параметрах процесса вычислить температуру в точке на поверхности в установившемся режиме. Затем внести изменение в расход воды в m -ой секции (ΔG_m) и определить, какая температура поверхности слитка установится при таком значении. Пусть ΔT – разность предыдущих и вновь полученных значений температуры в некоторой точке поверхности. Отношение $\Delta T / \Delta G_m$ дает значение функции чувствительности в этой точке (рис. 6.11).

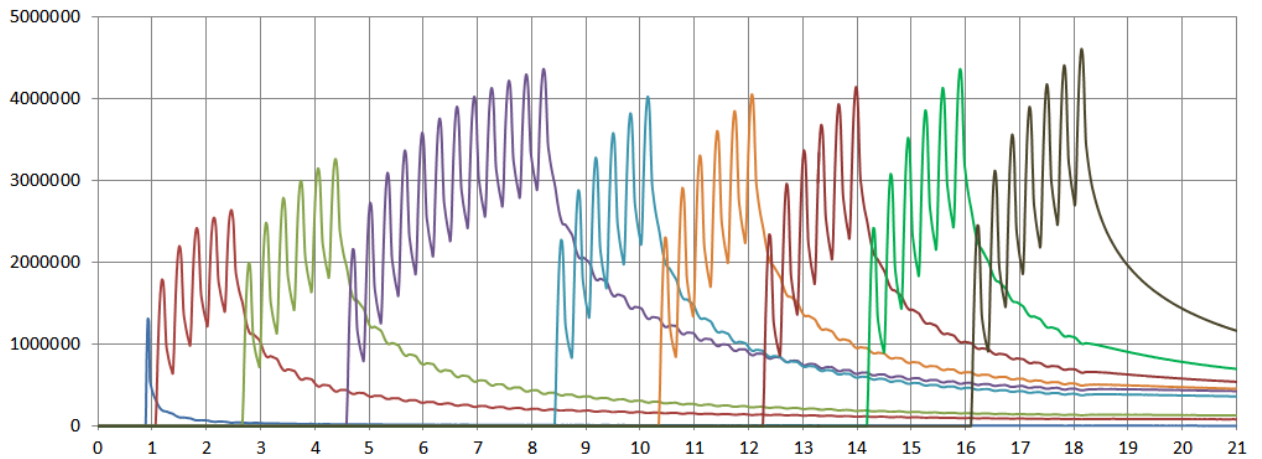


Рисунок 6.11. Функции чувствительности температуры поверхности (центр широкой грани) к изменению расхода охлаждающей воды в 1-й – 9-й секциях ЗВО. Значение производной, $^{\circ}\text{C}\cdot\text{с}/\text{м}^3$. Расстояние от мениска, м

Основное требование, которое должно выполняться при разделении на участки влияния [66]: в участок не должны входить точки, на которые соответствующая секция не имеет значительного влияния, так как в этом случае управляемый параметр будет мало реагировать на управляющее воздействие. На рис. 6.12 показано, как с помощью функций чувствительности температуры поверхности к расходу охлаждающей воды в 1-й, 2-й, 3-й и 4-й секциях ЗВО выделяются участки влияния соответствующих секций. Максимумы функций приблизительно соответствуют координатам форсунок. Конец участка влияния 3-й секции находится уже за пределами положения первой форсунки 4-й секции, так как в среднем здесь все еще преобладает влияние 3-й секции. Аналогично производится разделение по всей длине слитка на отрезки $[a_m, b_m]$, влияния m -й секции ЗВО, $m = 1, \dots, N$, N – количество секций ЗВО.

Следующий шаг – вычисление температурного поля, которое установится при наилучших с точки зрения технологии непрерывной разливки и неизменных во времени условиях процесса. Соответствующие этим условиям средние температуры поверхности T_m^* на участках влияния $[a_m, b_m]$, $m = 1, \dots, N$ и будут представлять требуемое состояние объекта.

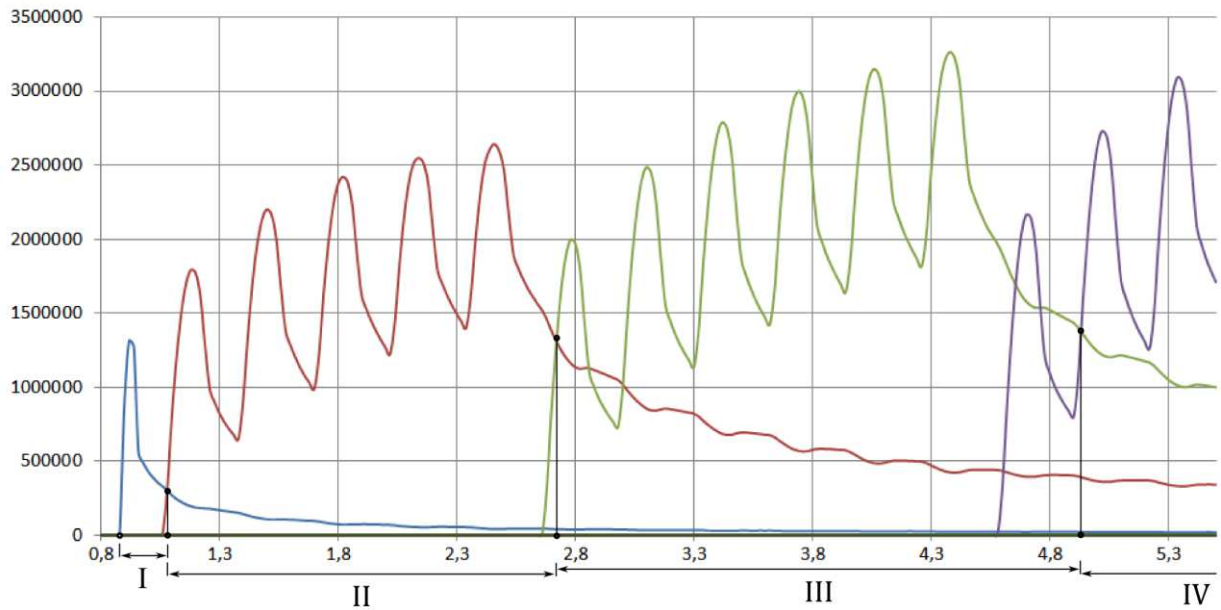


Рисунок 6.12. Разделение на участки влияния с помощью функций чувствительности. I, II, III, IV – участки влияния соответственно I, II, III, IV секций ЗВО. Значение производной, °C·с/м³. Длина слитка от мениска, м

Вычисление расходов охлаждающей воды. Данные о скорости вытягивания слитка и температуре поступающего в кристаллизатор расплава, а также установленных величинах расхода воды в секциях ЗВО, поступают в систему каждые 2с. С помощью представленной модели можно вычислить, какое состояние объекта будет на следующем такте измерения при текущем наборе значений расхода охлаждающей воды $G_m(\tau_k)$

$$T_m^S = T_m^S(\tau_{k+1}, G_m(\tau_k)), \quad m = 1, \dots, N,$$

где T_m^S – среднее значение температуры на участке влияния m -й секции; τ_k – время последнего (текущего) измерения; τ_{k+1} – время следующего измерения. Можно также подставить в эту зависимость другие расходы воды и вычислить для них будущее состояние объекта. Задача алгоритма состоит в том, чтобы найти такие $G_m^*(\tau_k)$, при которых будет выполняться условие

$$|T_m^S(\tau_{k+1}, G_m^*(\tau_k)) - T_m^*| < \varepsilon, \quad m = 1, \dots, N. \quad (6.9)$$

Имеются обусловленные технологией ограничения на $G_m^*(\tau_k)$

$$G_m^*(\tau_k) \in [G_m^{\min}, G_m^{\max}], \quad (6.10)$$

где $G_m^{\min}$ – минимальный, а $G_m^{\max}$ – максимальный расход охлаждающей воды в m -й секции ЗВО.

Из работы [66] известно также, что средняя температура является строго монотонной (убывающей) функцией расхода воды. Следовательно, в этих пределах можно отыскать решение (если оно существует) уравнения

$$T_m^S(\tau_{k+1}, G_m^*(\tau_k)) - T_m^* = 0. \quad (6.11)$$

Одним из простейших методов решения такого рода уравнений является метод дихотомии. Алгоритм останавливается, когда достигнута необходимая точность ε . На некоторых участках, в особенности в первых секциях ЗВО, при переходных процессах может возникнуть ситуация, когда ни один из допустимых расходов воды не обеспечивает требуемое значение T_m^* . В таких случаях устанавливается либо минимально, либо, соответственно, максимально возможный расход воды.

Численные эксперименты. На графиках, приведенных на рис. 6.13 и 6.14, представлена сравнительная динамика процесса при разомкнутом управлении (рис. 6.13) и при прогнозном управлении (рис. 6.14) расходами воды в ЗВО для одного и того же характерного возмущающего воздействия на скорость вытягивания слитка при прочих одинаковых условиях разливки. На рисунках 6.13 и 6.14: v – скорость вытягивания слитка; G_1, G_2 – расход охлаждающей воды в 1-й и 2-й секциях ЗВО, T_1^S, T_2^S – средняя температура на участке влияния 1-й и 2-й секций ЗВО

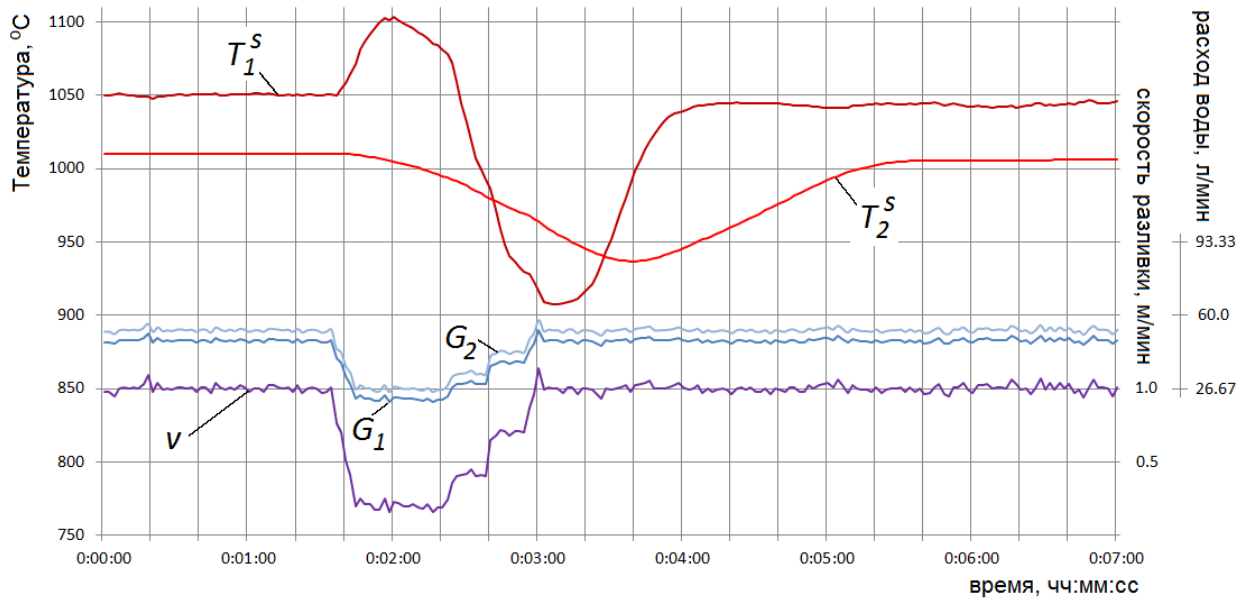


Рисунок 6.13. Динамика процесса при разомкнутом управлении

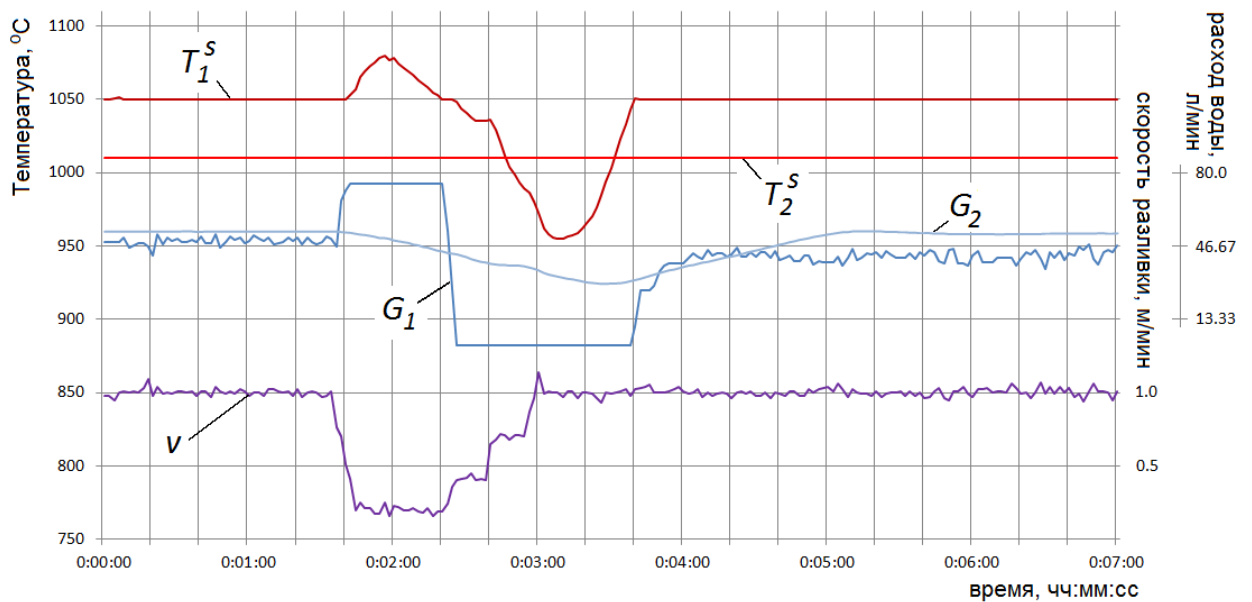


Рисунок 6.14. Динамика процесса при прогнозном управлении

Рост температуры после снижения скорости объясняется тем, что достаточно большая часть поверхности более длительное время находится вне действия принудительного форсуночного охлаждения. За это время она успевает разогреться значительно сильнее, чем при стандартной скорости движения слитка 1 м/мин. Затем наступает резкое понижение температуры, так как подходит часть слитка, которая переохлаждена в результате длительного пребывания в

кристаллизаторе. При разомкнутом управлении расходами воды в ЗВО вслед за снижением средней температуры на участке влияния первой секции начинается снижение на участке второй (рис. 6.13), а затем и последующих секций – по мере продвижения переохлажденной части слитка. В случае прогнозного управления полностью стабилизировать среднюю температуру поверхности не удастся только на участке влияния первой секции (рис. 6.14). Одной из причин этого служат ограничения на расход охлаждающей воды. Тем не менее, на всех остальных участках (начиная со второго) температурный режим поддерживается на заданном уровне с высокой степенью точности. Чтобы не загромождать рисунок, приведены графики только для 1-й и 2-й секций. Графики для секций 3–9 подобны графикам 2-й секции и отличаются в основном сдвигом по временной оси.

В [66] разработана математическая модель, способная по своим характеристикам участвовать в алгоритме управления в режиме реального времени, которая учитывает зависимость теплофизических характеристик металла от температуры, а конвективно-кондуктивный перенос тепла в слитке и теплообмен внутри стенок кристаллизатора описываются нелинейными нестационарными уравнениями в частных производных. Данная модель при помощи специальных алгоритмов подстройки адаптируется к реальным условиям протекания процесса в соответствии с поступающей от измерительных приборов оперативной информацией о температуре поверхности слитка.

Граничные условия в ЗВО учитывают сложный механизм теплоотвода за счёт конвекции и излучения:

$$-\lambda(T)\frac{\partial T}{\partial x}\bigg|_{x=l} = \alpha(G_m(\tau), z) \cdot (T_{Im} - T|_{x=l}) + C_m(T_{Im}^4 - (T|_{x=l})^4), \quad (6.12)$$

где $\alpha(G_m(\tau), z)$, C_m и T_{Im} – соответственно, коэффициент теплоотдачи на поверхности слитка, приведённый коэффициент излучения на поверхности слитка и температура окружающей среды в m -й секции ЗВО, l – полутолщина слитка: $x = l$ – точка на поверхности слитка, $G_m(\tau)$ – расход воды в m -й секции. Заданы

начальные условия для поля температур и положения границы фазового перехода. Нелинейная краевая задача решается методом конечных разностей.

В работе [Iv10] описаны алгоритмы подстройки параметров модели в соответствии с поступающей с измерительных приборов оперативной информацией о температуре поверхности слитка. Данные о скорости слитка и температуре поступающего в кристаллизатор расплава, а также установленных величинах расхода воды в секциях ЗВО, поступают в систему каждые 2 секунды. С помощью представленной модели можно вычислить, какое состояние объекта будет на следующем такте измерения при текущем наборе значений расходов охлаждающей воды $G_m(\tau_k)$.

$$T_m^S = T_m^S(\tau_{k+1}, G_m(\tau_k)), \quad m=1, \dots, N, \quad (6.13)$$

где T_m^S – среднее значение температуры на участке влияния m -й секции, τ_k – время последнего (текущего) измерения, τ_{k+1} – время следующего измерения.

Можно также подставить в модель другие расходы воды и вычислить для них будущее состояние объекта. Задача алгоритма состоит в том, чтобы найти такие $G_m^*(\tau_k)$, при которых будет выполняться

$$\left| T_m^S(\tau_{k+1}, G_m^*(\tau_k)) - T_m^* \right| < \varepsilon, \quad m=1, \dots, N. \quad (6.14)$$

Имеются, обусловленные технологией, ограничения на $G_m^*(\tau_k)$:

$$G_m^*(\tau_k) \in [G_m^{\min}, G_m^{\max}], \quad (6.15)$$

где $G_m^{\min}$ – минимальный, а $G_m^{\max}$ – максимальный расход охлаждающей воды в m -й секции ЗВО.

6.3. Определение рациональных параметров тепловой работы ЗВО слябовых МНЛЗ

В области разливки стали на слябовых МНЛЗ вопрос выбора наилучших параметров температурно-скоростного режима остается открытым [35, 159]. Наборы параметров, позволившие получить в некоторых условиях положительный результат, можно классифицировать как наборы рациональных параметров разливки, а таковые, как известно, могут совершенствоваться [58].

Эффективным средством прогнозирования температурного состояния непрерывнолитой заготовки является метод математического моделирования. В пределах точности конкретной модели имеется возможность однозначно сопоставить набору исходных данных (геометрия заготовки, параметры температурно-скоростного режима) температурное поле сляба. Намного более сложной является задача подбора параметров температурно-скоростного режима (распределения интенсивности охлаждения вдоль МНЛЗ при определённых геометрии заготовки и скорости разливки), позволяющих получить заданные характеристики температурного поля заготовки. В качестве таковых обычно используется заранее определённый закон изменения температуры поверхности заготовки. Такого рода задачи классифицируются как обратные задачи теплопроводности. Одним из способов решения таких задач является метод прострела [22]. В виду трудоемкости этого метода особый интерес представляет создание математических моделей, в которых процесс поиска конечного решения в максимальной мере автоматизирован и реализуется с наименьшими затратами машинного времени.

Однако в алгоритмах управления большинства современных МНЛЗ компоненты математического моделирования в реальном времени не используются, а значения интенсивности охлаждения по секторам определяются по заложенным в АСУ ТП эмпирическим выражениям в зависимости от скорости разливки и геометрии заготовки.

Для характеристики работы вторичного охлаждения в настоящее время используются различные величины: плотность орошения g_f , $\text{м}^3/(\text{м}^2 \cdot \text{ч})$, расход охладителя G , л/мин, удельный расход охладителя g , л/кг [58]. Плотность орошения ранее было принято использовать для определения усредненных значений коэффициентов теплоотдачи в секторах вторичного охлаждения [58]. В практике слабовых МНЛЗ в основном оперируют с величиной расхода воды на каждый сектор, которая либо вычисляется в рамках алгоритма управления, либо вводится технологом вручную на основании его опыта. Удельный расход охладителя удобен для анализа режима охлаждения (мягкое, жесткое). Особое внимание использованию этой величины уделено в работе [57].

Однако на практике нет единого подхода для системного использования величин, характеризующих тепловую работу ЗВО, что не позволяет использовать результаты, полученные при помощи математических моделей в одних условиях для других сочетаний конструктивных и технологических параметров.

В связи с этим необходима разработка перечня величин, которые предоставляли бы исчерпывающую информацию о режиме вторичного охлаждения, и на основании которых можно было бы сравнивать эффективность различных температурно-скоростных режимов, выявлять «узкие места» и принимать решения по корректировке интенсивности охлаждения.

Целью работы является создание математической модели для изучения тепловой работы ЗВО слабовой МНЛЗ, которая бы позволяла определять распределение интенсивности охлаждения, необходимое для достижения заданного закона изменения температуры поверхности заготовки, а также разработка перечня и методологии определения величин, на основе которых, можно распространять результаты, полученные при помощи математической модели в одних условиях на другие МНЛЗ и выносить всестороннее суждение об эффективности тепловой работы ЗВО слабовой МНЛЗ.

Для решения задачи поиска распределения интенсивности охлаждения, позволяющей достичь заданный закон изменения температуры поверхности

заготовки, применена методика определения участков влияния секций на температурное поле металла, разработанная в [251].

Для установления соответствия между расходом охладителя, геометрическими параметрами сляба и распределением значений коэффициента теплоотдачи по поверхности заготовки в пределах каждого сектора использовано следующее уравнение зависимости теплофизических и конструктивных параметров [260]:

$$Nu = \eta \cdot Re^m \cdot Pr^{0,33}, \quad (6.16)$$

где Nu – критерий Нуссельта, обычно называемый безразмерным коэффициентом теплоотдачи, $Nu = \frac{\alpha_s l_s}{\lambda_s}$; Re – критерий Рейнольдса, $Re = \frac{ul_s}{k_s}$; Pr – критерий

Прандтля, $Pr = \frac{k_s}{\alpha_s}$; λ_s – коэффициент теплопроводности водо-воздушной смеси;

l_s – расстояние между двумя соседними форсунками; k_s – коэффициент кинематической вязкости; α_s – коэффициент температуропроводности; u – скорость движения жидкости, $u = \frac{4G_v}{\pi d_s^2}$; G_v – расход воды на форсунку; d_s –

диаметр сопла форсунки.

Параметры η и m зависят от относительного расстояния от плоскости истечения до охлаждаемой поверхности y_s/d_s , (y_s – расстояние от плоскости истечения до поверхности). Величины η и m в зависимости от y_s/d_s заданы таблично в [260].

После подстановки всех значений в (6.16), выражение для коэффициента теплоотдачи имеет вид

$$\alpha_s = \frac{\lambda_s \cdot \eta}{l_s} \left(\frac{k_s}{\alpha_s} \right)^{0,33} \left(\frac{4l_s}{\pi \cdot d_s^2 \cdot k_s} \right)^m \cdot G_v^m. \quad (6.17)$$

Данные исследований [159] показывают, что распределение коэффициента конвективной теплоотдачи на участке, покрываемом факелом форсунки, подчиняется параболическому закону. Следовательно, на таких участках,

коэффициент конвективной теплоотдачи выражается в виде параболической функции, которая приобретает максимальное значение $\alpha_c + \alpha_p = \alpha_s$ в точке, соответствующей координате сопла форсунки p_i . На участках, не орошаемых водо-воздушной смесью, коэффициент конвективной теплоотдачи считается равным константе α_c (рис. 5.9). На границах орошаемых участков значение $\alpha_s = \alpha_c$. Таким образом, парабола полностью определена по трём точкам. Так как в одной секции охлаждения установлены однотипные форсунки, которые дают одинаковый водо-воздушный факел, то и коэффициент теплоотдачи – одна и та же парабола, сдвинутая вдоль оси абсцисс. Максимальное значение параболы связано с расходом охлаждающей воды соотношением (6.17).

По одним данным (напр. технические характеристики форсунок фирмы Lechler) при изменении расхода воды меняется и ширина раскрытия факела форсунки, подающей водо-воздушную смесь. По другим данным угол раскрытия конического факела для каждой форсунки точно известен, и он остается практически постоянным при любых расходах и давлениях [159]. Однако, в любом случае, ширина орошаемого участка поверхности слитка остаётся постоянной из-за того, что участок ограничивают опорно-приводные ролики, между которыми установлена форсунка (рис. 6.15). При этом часть водо-воздушной смеси охлаждает сами ролики, что является необходимым условием правильного функционирования МНЛЗ.

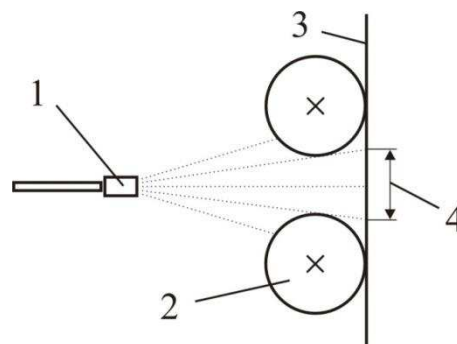


Рисунок 6.15. Распределение охлаждающей водо-воздушной смеси, подаваемой форсункой на поверхность слитка:

1 – форсунка; 2 – опорно-приводные ролики; 3 – поверхность слитка; 4 – участок поверхности, накрываемый факелом форсунки

Использование описанного выше подхода по определению распределения значений коэффициента теплоотдачи по поверхности сляба в окрестности форсунки в зависимости от параметров подачи охлаждающей среды, совместно с подходами по численному решению дифференциального уравнения нестационарной теплопроводности [22] и решению обратных задач теплопроводности в рамках алгоритмов прогнозного управления [116] позволило создать математическую модель для изучения тепловой работы ЗВО слябовой МНЛЗ, позволяющую вычислять расходы охлаждающей воды, необходимые для поддержания заданной средней температуры поверхности на участке влияния каждого сектора.

Исследование проведено для слябов толщиной 250 мм и шириной 2 метра. При этом ЗВО принята состоящей из девяти секторов со следующими длинами L.

Сектор ...	1	2	3	4	5	6	7	8	9
L, м	0,385	0,385	1,35	2,11	1,28	1,6	1,835	2,025	4,2

Темп падения средней температуры поверхности сляба задан на уровне $5^{\circ}\text{C}/\text{м}$ (в привязке к продольной оси сляба). Естественно, что при разных скоростях разливки даже при одинаковых значениях температуры поверхности сляба в привязке к машинным координатам, внутренние тепловые состояния отличаются. На рис. 6.16 и 6.17 представлено температурное поле исследуемого сляба для скоростей разливки 1 и 1,1 м/мин соответственно. Необходимые расходы воды по секторам, установленные при помощи разработанной математической модели, представлены в таблице 6.1.

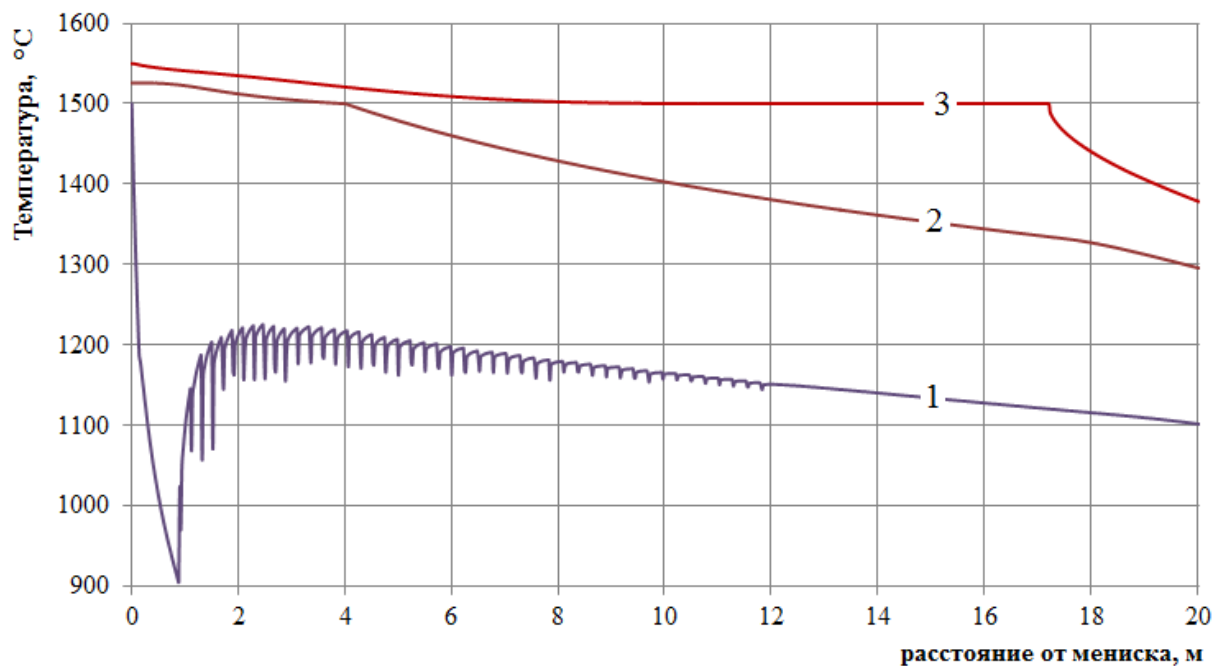


Рисунок 6.16. Температурное поле сляба при скорости разливки 1,0 м/мин: 1 – температура поверхности, 2 – на расстоянии 5 см от поверхности, 3 – на оси слитка

Таблица 6.1. Распределение расходов охладителя по секторам ЗВО

Скорость разливки, м/мин	Расход воды по секторам ЗВО, л/мин								
	1	2	3	4	5	6	7	8	9
1,0	110	192	286	223	94	76	44	28	0
1,1	217	228	351	300	134	123	88	76	67

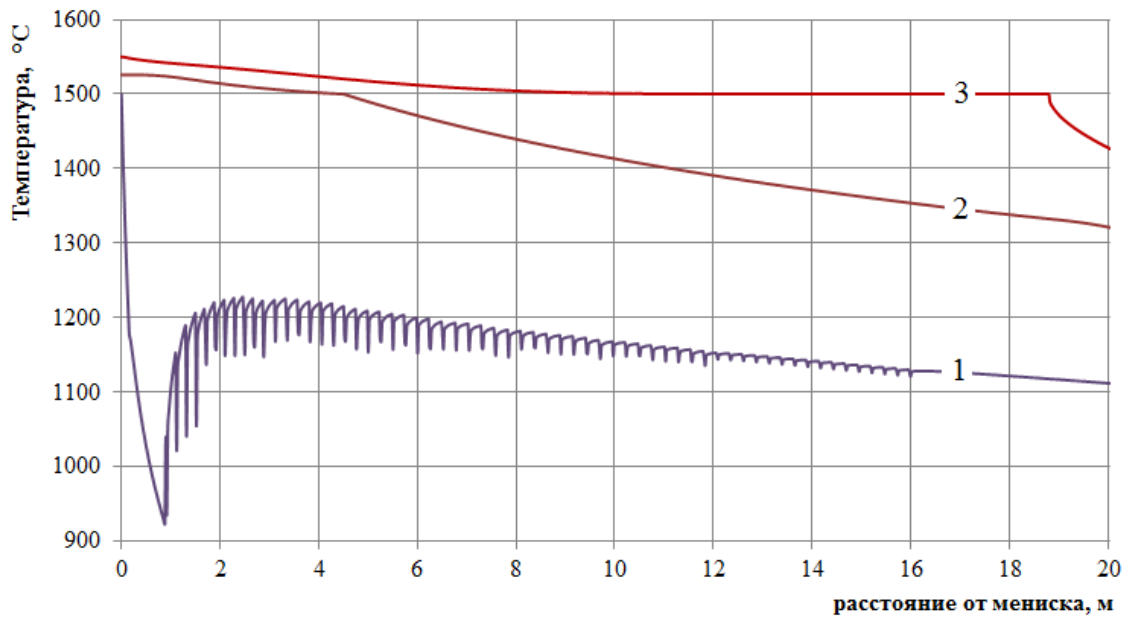


Рисунок 6.17. Температурное поле сляба при скорости разливки 1,1 м/мин: 1 – температура поверхности, 2 – на расстоянии 5 см от поверхности, 3 – на оси слитка.

Абсолютные величины расходов воды по секторам в чистом виде не являются универсальной величиной для анализа результатов, полученных при помощи математической модели, так как даже в пределах одной серии разливки возможны ситуации с существенным варьированием скорости разливки. Кроме того эти величины могут быть сопоставлены только для случаев разливки слябов с одним и тем же поперечным сечением.

Более универсальной величиной является полный удельный расход охладителя g_{Σ} . Однако необходимо иметь в виду, что эта величина в определенной пропорции распределена между секторами, число которых может быть и более десяти. Таким образом, возможна ситуация, когда при одном и том же g_{Σ} характеристики охлаждения по секторам разных МНЛЗ будут существенно отличаться.

В практике ряда предприятий, на которых действуют МНЛЗ, введена величина удельного расхода охладителя на сектор g^i . При этом для удельных расходов охладителя на сектора и полного удельного расхода охладителя выполняется следующее соотношение:

$$g_{\Sigma} = \sum_{i=1}^n g^i, \quad (6.18)$$

где n – число секторов вторичного охлаждения.

Сравнение величин g^i для одноименных секторов одной и той же МНЛЗ позволяет сравнивать различные температурно-скоростные режимы разливки и выбирать параметры охлаждения, при которых достигаются необходимые характеристики температурного поля слэба по длине ЗВО.

В случае необходимости сравнения параметров температурно-скоростного режима различных МНЛЗ использование величин g^i может оказаться недостаточным при существенных отличиях в длинах секторов и их числе. Для решения этой задачи нами предложено ввести такую величину как удельный расход охладителя на единицу длины сектора $g_{уд}^i$, которая определяется как отношение g^i к соответствующей длине сектора l_i .

Наиболее полное представление о тепловой работе сектора ЗВО может быть вынесено на основании такой величины как среднее значение коэффициента теплоотдачи, так как именно эта величина определяет отводимое от поверхности металла количество тепла. В то же время, такие взаимосвязанные параметры как давление и расход охладителя, его скорость истечения, характеристики форсунки, диаметр факела и т.д. определяют значение коэффициента теплоотдачи.

Для взаимного пересчета величин g_f , g^i , G нами составлен полный набор расчетных зависимостей, приведенный в табл. 2. Ее принцип использования заключается в том, что на пересечении строки с определяемой величиной и столбца с величиной-аргументом находится соответствующая расчетная зависимость.

Таблица 6.2. Зависимости для взаимного пересчета характеристик ЗВО

Определяемая величина	Аргумент для определения искомой величины			
	$g_f, \text{ м}^3/(\text{м}^2 \cdot \text{ч})$	$g^i, \text{ л/кг}$	$g_{\text{уд}}^i, \text{ л}/(\text{кг} \cdot \text{м})$	$G, \text{ л/мин}$
$g_f, \text{ м}^3/(\text{м}^2 \cdot \text{ч})$	g_f	$\frac{60}{1000} \cdot \frac{g^i \cdot a \cdot v \cdot \rho}{2 \cdot l}$	$\frac{60}{2000} \cdot g^i \cdot a \cdot v \cdot \rho$	$\frac{60}{1000} \cdot \frac{G}{2 \cdot b \cdot l}$
$g^i, \text{ л/кг}$	$\frac{1000}{60} \cdot \frac{g_f \cdot 2 \cdot l}{a \cdot v \cdot \rho}$	g^i	$g_{\text{уд}}^i \cdot l$	$\frac{G}{a \cdot b \cdot v \cdot \rho}$
$g_{\text{уд}}^i, \text{ л}/(\text{кг} \cdot \text{м})$	$\frac{1000}{60} \cdot \frac{g_f \cdot 2}{a \cdot v \cdot \rho}$	g^i / l	$g_{\text{уд}}^i$	$\frac{G}{a \cdot b \cdot v \cdot \rho \cdot l}$
$G, \text{ л/мин}$	$\frac{1000}{60} \cdot g_f \cdot 2 \cdot b \cdot l$	$g^i \cdot \rho \cdot a \cdot b \cdot v$	$g^i \cdot l \cdot \rho \cdot a \cdot b \cdot v$	G
обозначено: v – скорость разлива, м/мин; l – длина изучаемого сектора, м.				

Значение коэффициента теплоотдачи определяется в зависимости от g_f или G при помощи зависимостей, предоставленных производителем форсунок.

Предложено выделить для величин g_f , g^i , $g_{\text{уд}}^i$, G , α каждого сектора свои линии тренда, чтобы в случае необходимости технологи или исследователи могли получить исчерпывающую информацию о режиме вторичного охлаждения в конкретных условиях без дополнительных пересчетов.

Для иллюстрации расширения возможностей использования и анализа результатов, полученных при помощи созданной математической модели, распределениям интенсивности охлаждения, представленным в табл. 6.1, на рис. 6.18 сопоставлены значения величин g_f , g^i , $g_{\text{уд}}^i$

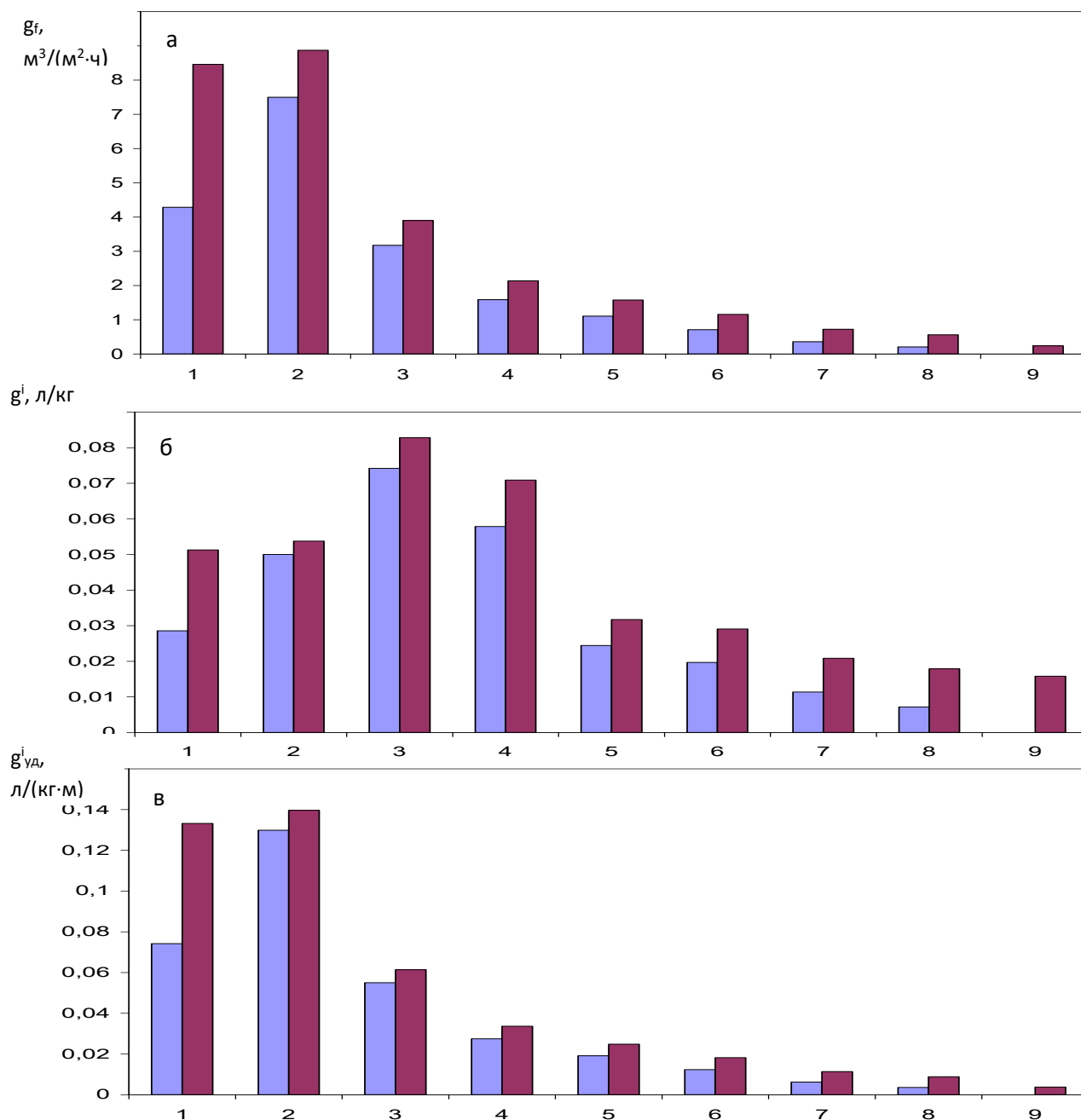


Рисунок 6.18. Значения характеристик вторичного охлаждения по секторам ЗВО для скоростей разливки 1 м/мин (меньшие значения) и 1,1 м/мин (большие значения) а – плотность орошения; б – удельный расход охладителя; в – удельный расход охладителя на единицу длины сектора

Известно, что при правильном выборе параметров охлаждения интенсивность отвода тепла от поверхности заготовки должна снижаться по длине ЗВО. Закон снижения интенсивности теплоотвода может быть установлен

на основании анализа результатов, получаемых при помощи созданной математической модели. Важно определиться, на основании каких величин удобно сравнивать рекомендованное при помощи математической модели распределение интенсивности охлаждения с используемыми режимами охлаждения (соответствующими включенным в САУ эмпирическим зависимостям или опыту управления в ручном режиме).

Как видно из рис. 6.18, величина удельного расхода воды на сектор g^i как собственно и абсолютное значения расхода воды не являются представительными величинами для анализа параметров вторичного охлаждения и их выбора в ручном режиме, так как при этом может быть нарушен принцип необходимости снижения интенсивности охлаждения.

Причина этому заключается в том, что сектора ЗВО имеют различную длину и соответственно большее (меньшее) значение G или g^i для какого-либо сектора не означает, что интенсивность охлаждения поверхности заготовки в нем будет больше (меньше), чем в секторе, с которым производится сравнение.

Для корректного решения задач анализа и сравнения параметров вторичного охлаждения и управления ими в ручном режиме можно использовать величины g_f , $g_{уд}^i$, которые характеризуют процесс охлаждения в секторе независимо от его длины. При их сопоставлении расходам воды на сектора, полученным при помощи созданной математической модели, получаем ряд величин, убывающий по параболическому закону.

Особенный интерес представляет сравнение тепловой работы ЗВО различных МНЛЗ на основе сопоставления ступенчатых функций $g_{уд}^i(l)$ по всей длине ЗВО. Очевидно, что в этом случае сравнение можно производить не только для разных длин секторов, но и для слябов разной геометрии.

6.4. Выводы

Управление вторичным охлаждением слитка САУ МНЛЗ по средней температуре поверхности слитка на участках влияния секций ЗВО имеет существенные преимущества по сравнению с управлением по другим рассмотренным числовым характеристикам, в том числе интегрально-дифференциальным критериям температурного поля.

При разработке алгоритмов управления МНЛЗ следует учитывать, что участок влияния секции ЗВО не совпадает с границами секции, причем участки влияния соседних секций частично пересекаются.

Границы участков влияния следует определять по функции чувствительности температуры поверхности, методика определения границ приведена в данной работе.

Метод прогнозного управления расходом охлаждающей воды в зоне вторичного охлаждения является высокоточным и эффективным. Его преимущества: возможность максимально строгого соблюдения температурного режима непрерывного слитка, возможность имитационного моделирования на этапе проектирования МНЛЗ и разработки САУ вторичным охлаждением. К его проблемам можно отнести сложность разработки математической модели, сложность калибровки модели и задачу обеспечения такой скорости расчетов по модели, которая позволит функционировать алгоритму прогнозного управления в режиме реального времени.

Создана математическая модель для изучения тепловой работы ЗВО слабовых МНЛЗ, позволяющая определить распределение интенсивности охлаждения по секторам ЗВО, необходимое для достижения заданного закона изменения температуры поверхности заготовки в зависимости от геометрических характеристик слэба и ЗВО, скорости разливки и параметров используемых форсунок.

Для каждого сектора ЗВО при помощи созданной математической модели могут быть определены значения всех рассмотренных характеристик для

различных скоростей разливки, а их обработка статистическими методами позволит получить эмпирические уравнения для определения расходов воды на сектор в рамках систем АСУ ТП.

Показано, что установленные при помощи созданной математической модели закономерности изменения интенсивности охлаждения в ЗВО, полученные для определенных сочетаний аргументов, могут быть использованы анализа параметров вторичного охлаждения и при управления ими в ручном режиме на основании таких величин как удельный расход воды на единицу длины сектора или плотность орошения.

Обоснована возможность сравнения тепловой работы ЗВО различных слябовых МНЛЗ на базе сопоставления ступенчатых функций $g_{уд}^i(l)$ по всей длине ЗВО.

ГЛАВА 7

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ТЕПЛОВЫХ ПРОЦЕССОВ НА
ФОРМИРОВАНИЕ МАКРОСТРУКТУРЫ НЕПРЕРЫВНОГО СЛИТКА

В главе рассмотрены вопросы исследования и прогнозного моделирования процессов формирования макроструктуры непрерывных слитков. В первом параграфе проводится анализ металлографических исследований влияния динамики температурного поля массивного стального слитка на формирование макроструктур. Во втором параграфе выполнено моделирование соответствующего поля температур массивного стального слитка. Третий параграф посвящен прогнозному моделированию структуры для непрерывного слитка. В четвёртом параграфе выполнен сравнительный анализ особенностей формирования структуры стального и латунного слитков. В пятом параграфе излагается методика прогнозирования формирования структурных зон в массивном латунном слитке. В шестом параграфе исследуется влияние структурного критерия Пекле на процесс формирования столбчатых кристаллов. В седьмом изучается влияние термального критерия Пекле на процесс формирования столбчатых кристаллов в непрерывном латунном слитке. Восьмой параграф содержит выводы по главе.

7.1. Структурные зоны массивного стального слитка

Металлографические исследования были проведены на базе массивного кузнечного стального слитка. В его сечениях выявлены следующие типы структур: столбчатые кристаллы, смешанные зоны, содержащие столбчатые и равноосные неориентированные кристаллы, и зоны, содержащие только

неориентированные равноосные кристаллы. Эти зоны могут быть теоретически спрогнозированы численным моделированием. Для затвердевающего массивного стального слитка смоделированы были как температурное поле, так и поле температурных градиентов. Детальный анализ скорости продвижения изотермы ликвидус показывает, что зона столбчатых кристаллов начинает исчезать при первом перегибе функции температуры и зона, содержащая исключительно равноосные неориентированные кристаллы, начинает формироваться в точке второго перегиба функции температуры. В случае непрерывного слитка наблюдаются следующие структуры: а) столбчатая, б) столбчатая, переходная от столбчатых к равноосным (CET - columnar into equiaxed transition) и равноосная; с) столбчатая и монокристалл вдоль оси слитка.

Далее переход от зоны столбчатых кристаллов к зоне неориентированных равноосных кристаллов будем называть, как общепринято в мировой практике, CET (columnar into equiaxed transition). CET может быть резким или постепенным. Во втором случае CET занимает некоторую зону, которая заполнена смесью столбчатых и равноосных кристаллов.

Одной из наиболее сложных и важных задач получения качественной непрерывнолитой заготовки является повышение её физической однородности. Однако получение однородного слитка затруднено вследствие различных условий кристаллизации в разных зонах, усадки, ликвации примесей, формы сечения и размеров слитка и других факторов, среди которых одним из важнейших выступает неравномерность распределения температурных полей.

Слиток может иметь различные структурные зоны. В первые моменты касания расплавленного металла и стенок кристаллизатора происходит очень быстрое, практически мгновенное и глубокое переохлаждение расплава ниже точки ликвидуса и формируется большое число зародышей кристаллизации, которые в дальнейшем растут, мешая друг другу и образуя множество мелких неориентированных равноосных кристаллов. Так образуется внешний слой слитка, называемый корковой зоной (первая зона слитка). Когда переохлаждение жидкости вблизи фронта кристаллизации становится близким к нулю, новые

зародыши кристаллизации уже не могут образовываться, но продолжается рост тех кристаллов, которые образовывались раньше. Вообще говоря, они могут расти в произвольных направлениях, однако, у тех кристаллов, которые растут под произвольным углом к стенке, скорость отвода теплоты меньше, чем скорость отвода тепла от кристаллов, растущих перпендикулярно стенке. Это объясняется тем, что длина пути теплоотвода по оси кристаллов, растущих наклонно к стенке больше, чем у растущих перпендикулярно к ней. Поэтому наклонные кристаллы растут медленно и постепенно выклиниваются быстрорастущими кристаллами, ориентированными вдоль направления отвода тепла. Так образуется слой крупных, ориентированных кристаллов, называемых столбчатыми (вторая зона слитка).

Для непрерывной разливки могут быть рассмотрены два основных этапа: переходной процесс, в частности начало разливки, и установившийся квазистационарный режим. Очевидно, что переходной процесс начала непрерывной разливки достаточно близко соответствует разливке в изложницу. Следовательно, некоторое сравнение между процессами кристаллизации статичного и непрерывного слитков справедливо.

В [336] предлагается исследование динамики температуры в так называемой операционной точке, которая расположена в стенке кристаллизатора посередине между внешней и внутренней поверхностями, и температура в которой измеряется.

Полученный для этой точки температурный профиль, как вычисленный, так и измеренный, должен с некоторым запаздыванием отражать переход от формирования зоны крупных столбчатых кристаллов (*columnar*) к формированию зоны крупных неориентированных равноосных кристаллов (*equiaxed*), который происходит в кристаллизующейся заготовке. Этот профиль имеет некоторые характерные переломные моменты. Следует ожидать, что эти особенности появятся с определённой временной задержкой и для идентичных периодов времени, зависящих от свойств разливаемого металла, в аналогичных расчётных точках. В частности, температурный профиль в расчётной точке отразит переход

от формирования столбчатых кристаллов к формированию равноосных кристаллов (CET – columnar to equiaxed transition).

Экспериментальные данные вертикального сечения большого кузнечного слитка показаны на рис. 7.1 и 7.2. На рис. 7.1 показаны столбчатые кристаллы, на рис. 7.2 показаны неориентированные равноосные кристаллы.

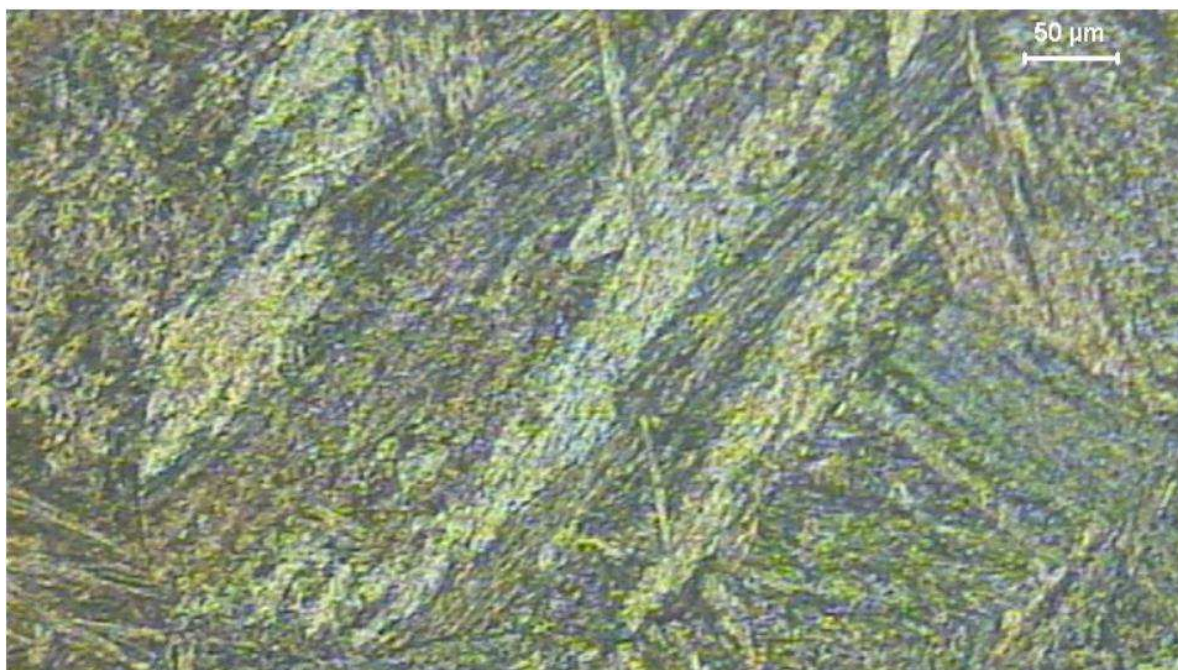


Рисунок 7.1. Столбчатые кристаллы в структуре стального слитка.

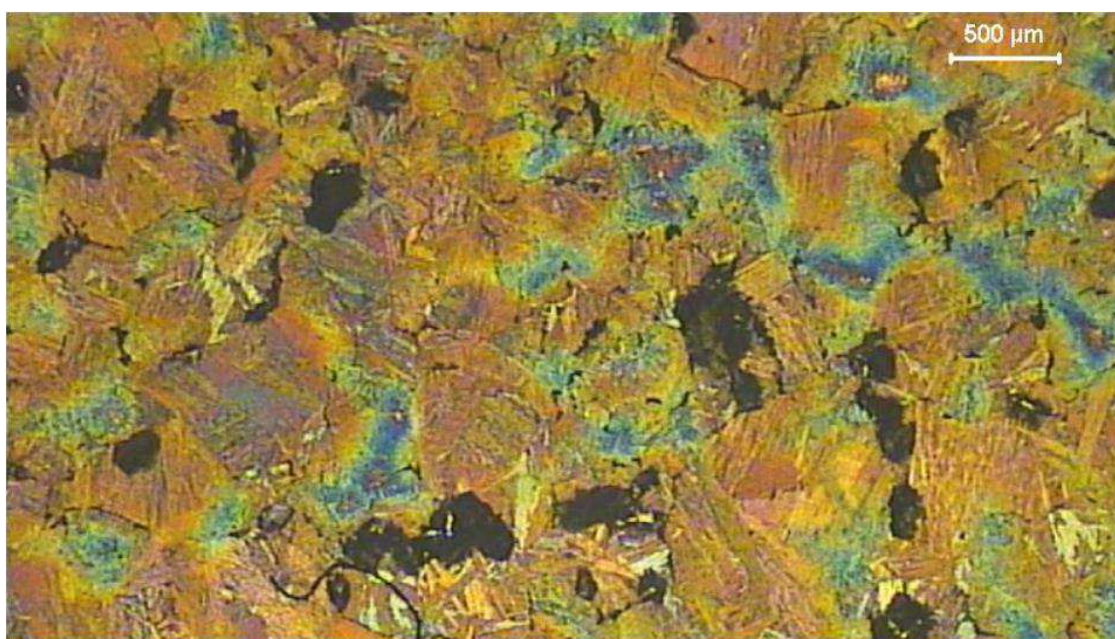


Рисунок 7.2. Равноосные кристаллы в структуре стального слитка.

Переход от формирования столбчатых кристаллов к формированию равноосных кристаллов не является одномоментным и чётким. Поскольку он занимает некоторое время и соответственно участок пространства, появляется так называемая переходная зона, в которой присутствуют как столбчатые так и равноосные неориентированные кристаллы (рис. 7.3).

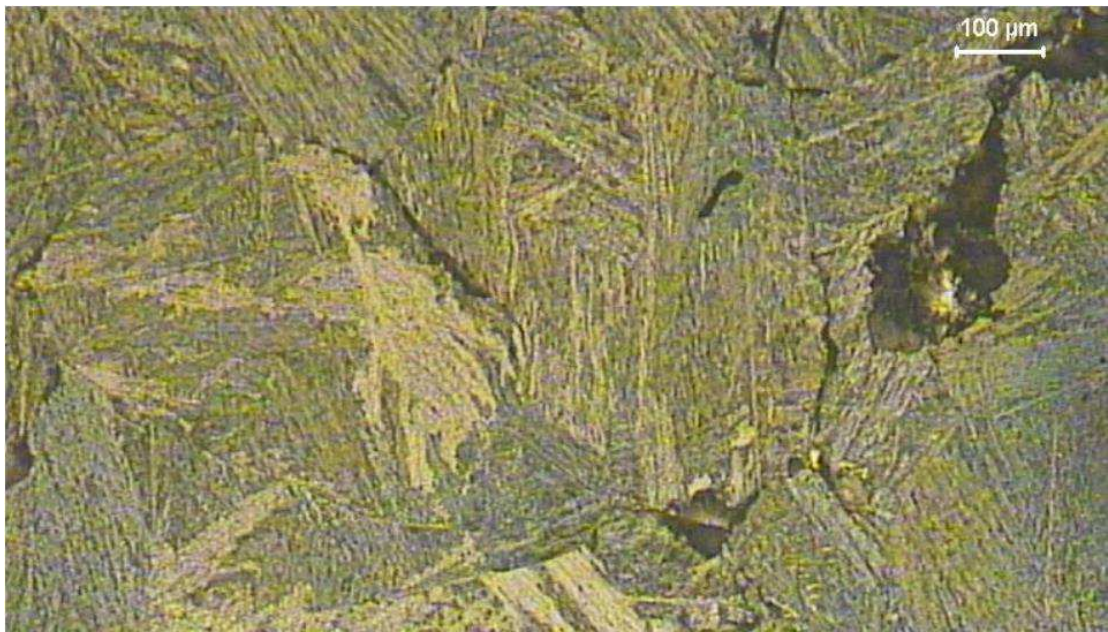


Рисунок 7.3. Переходная зона, содержащая как столбчатые так и равноосные неориентированные кристаллы в структуре стального слитка.

7.2. Моделирование поля температур большого стального слитка

Моделирование проводилось при граничных условиях второго рода, когда известен тепловой поток на поверхности заготовки. Вычислялось также положение изотермы ликвидус. Данные для задания граничных условий представлены на рис. 7.4, результаты вычислений – на рис. 7.5.

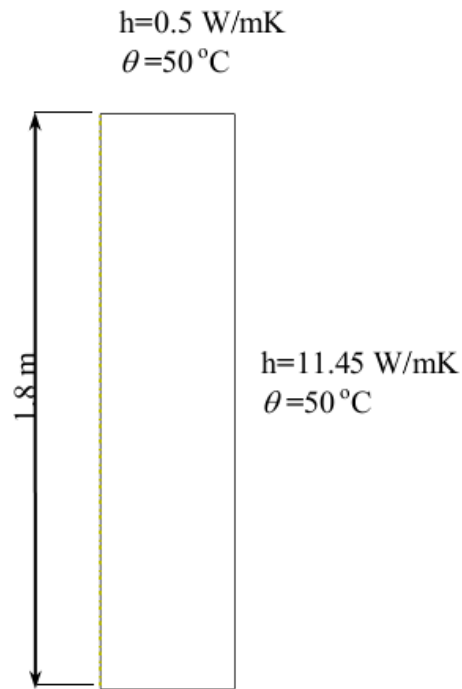


Рисунок 7.4. Граничные условия при моделировании поля температур стальной заготовки.

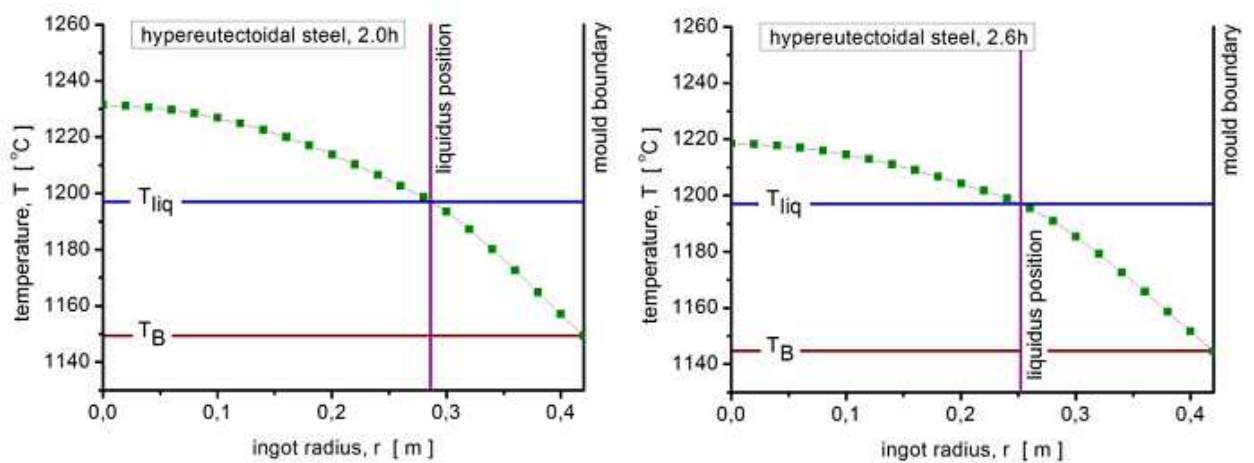


Рисунок 7.5. Положение ликвидуса относительно радиуса слитка. а) через 2 часа; б) через 2,6 часа после начала процесса кристаллизации.

Результаты проведённого моделирования позволяют изучать скорость движения изотермы ликвидус параллельно со скоростью изменения температуры T_B в условной точке B на границе между слитком и стенкой кристаллизатора (рис. 7.6).

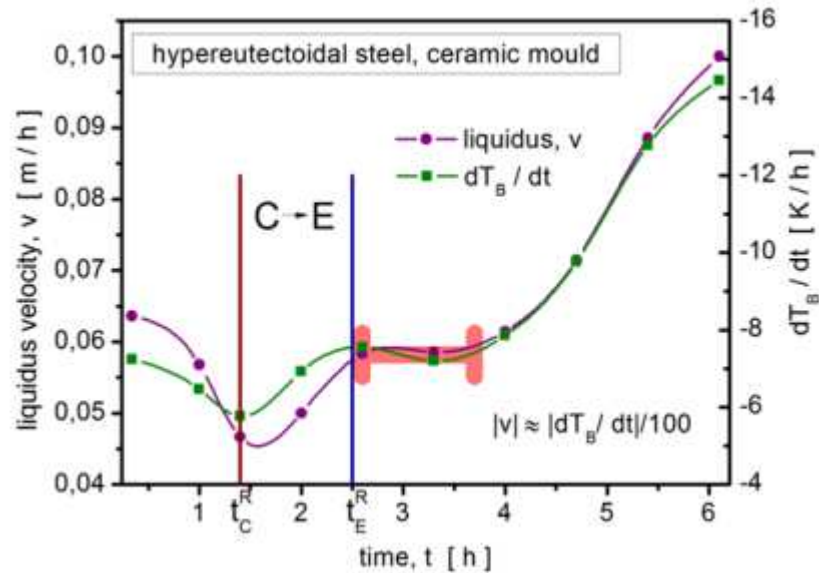


Рисунок 7.6. Скорость продвижения изотермы ликвидус в сравнении со скоростью изменения температуры на границе слиток/стенка кристаллизатора.

Обе функции имеют точки перегиба приблизительно в одни и те же моменты времени. Установлено, что СЕТ имеет место между двумя точками перегиба: первая $t_C^R = 1.4$ (ч) и вторая $t_E^R = 2.5$ (ч) от начала процесса кристаллизации.

Были также вычислены температурные градиенты на границе фазового перехода. Динамика температурного градиента представлена на рис. 7.7.

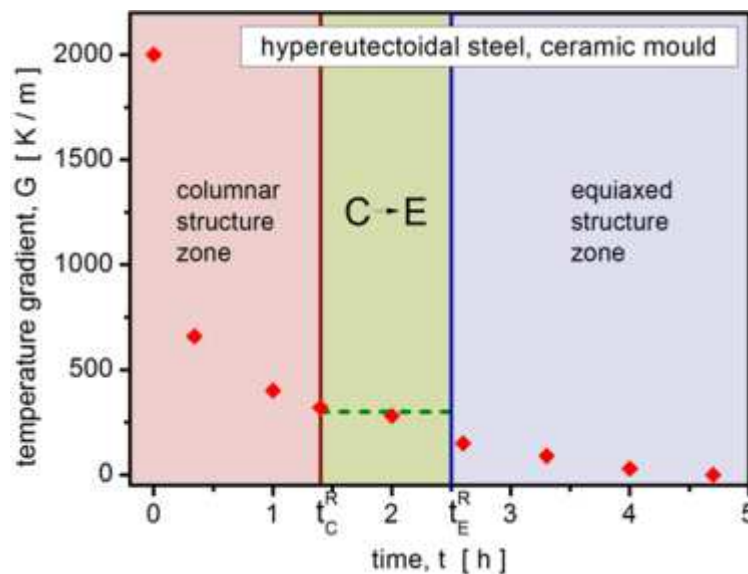


Рисунок 7.7. Температурный градиент на границе фазового перехода

7.3. Прогнозное моделирование структуры для непрерывного слитка

Процесс непрерывной разливки можно разделить на два основных этапа: переходной процесс начальной заливки металла в кристаллизатор и установившийся квазистационарный режим. Установлено, что начальный переходной процесс близко соответствует разливке в изложницу. Морфологические структуры, полученные в обоих процессах, похожи. В слитках обычно присутствует зона столбчатых кристаллов, зона неориентированных равноосных кристаллов и переходная зона между ними, однако протяженности этих зон отличаются. Следовательно, и расположение переходной зоны в кузнечном и в непрерывном слитках также будет разным.

В зависимости от динамики температурного режима в непрерывном слитке будут формироваться различные структуры (рис. 7.8 – 7.10). Белыми точками внизу стенок кристаллизатора показаны операционные точки, в которых измеряется температура.

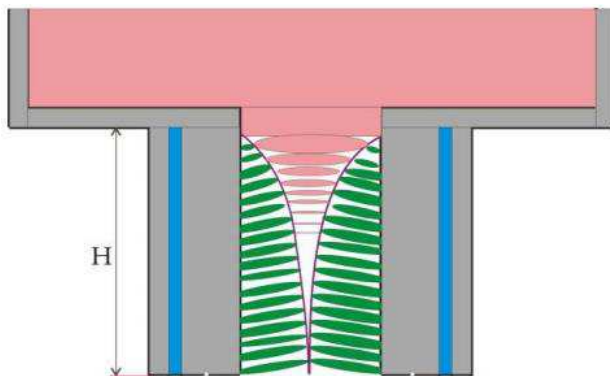


Рисунок 7.8. Схема формирования столбчатых кристаллов в непрерывном слитке латуни.

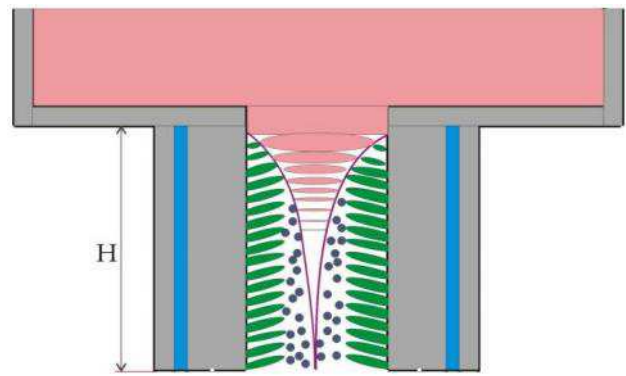


Рисунок 7.9 Схема формирования зоны столбчатых кристаллов и зоны неориентированных равноосных кристаллов.

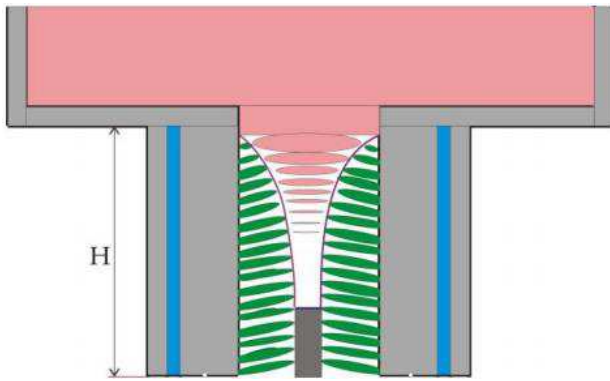


Рисунок 7.10. Схема формирования зоны столбчатых кристаллов и монокристалла вдоль оси слитка.

Среди них в основном можно выделить следующие:

- а/ столбчатые дендриты заполняющие весь диаметр латунного слитка начиная от корковой зоны и до оси слитка (рис. 7.8),
- б/ столбчатые дендриты, смешанная зона перехода от столбчатых к равноосным и далее зона равноосных кристаллов (рис. 7.9),
- с/ зона столбчатых кристаллов и монокристалл расположенный вдоль оси слитка (рис. 7.10).

Температурные градиенты имеют большие значения и резко изменяются при росте столбчатых кристаллов и стремятся к константе при росте монокристалла.

Все приведенные выше ситуации (рис. 7.8 – 7.10) являются следствием переноса тепла внутри системы и результирующего значения / направления теплового градиента, расположенного на границе раздела фаз во время затвердевания.

В случае формирования зоны исключительно столбчатых кристаллов (рис. 7.8), наблюдался рост температуры во время начала процесса кристаллизации (рис. 7.11).

Обозначения на рисунках 7.11 – 7.13: T_S - изотерма солидус; T_M – максимум температуры в операционной точке, τ – время, H – высота кристаллизатора, r_{op} - координата операционной точки, t_{CET} – время перехода от формирования столбчатых к формированию равноосных, t_{SC} – время появления монокристалла, δ_t – время запаздывания между формированием соответствующей зоны и его «отражением» в операционной точке.

Динамика температуры в операционной точке во время начала разливки представлена на рис. рис. 7.11.

В случае перехода от формирования столбчатых кристаллов к формированию равноосных (CET) (рис. 7.12) на специфическом профиле температуры в операционной точке наблюдается максимум. T_{CET} – максимум температуры соответствующий переходу от формирования столбчатых кристаллов к формированию неориентированных равноосных.

В случае формирования столбчатых кристаллов с последующим ростом монокристалла наблюдается некоторая стабилизация температуры на максимальном значении – в течении промежутка времени s температура представляет собой константу равную T_{SC} (рис. 7.13).

Все спрогнозированные температурные профили для начального процесса кристаллизации слитка, показанные на рис. 7.10 – 7.13, были получены путём измерений в операционной точке кристаллизатора.

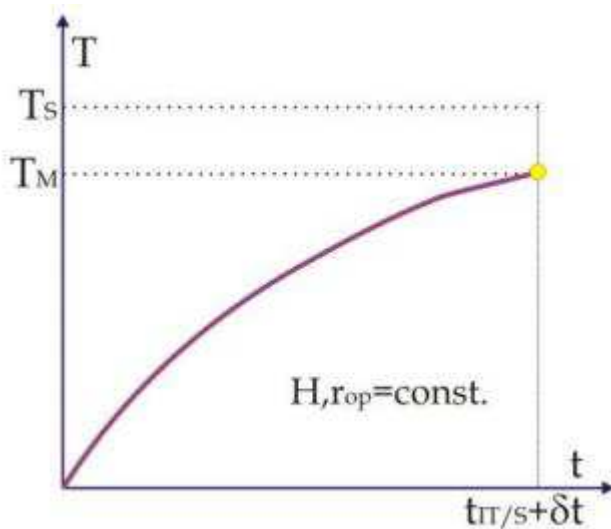


Рисунок 7.11. Специфический температурный профиль (в операционной точке кристаллизатора) при росте столбчатой структуры в слитке

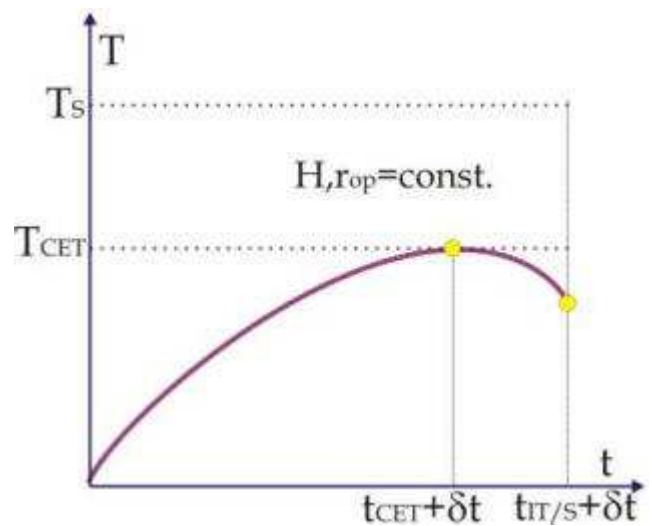


Рисунок 7.12. Специфический температурный профиль (в операционной точке кристаллизатора) при столбчатом / равноосном росте (CET)

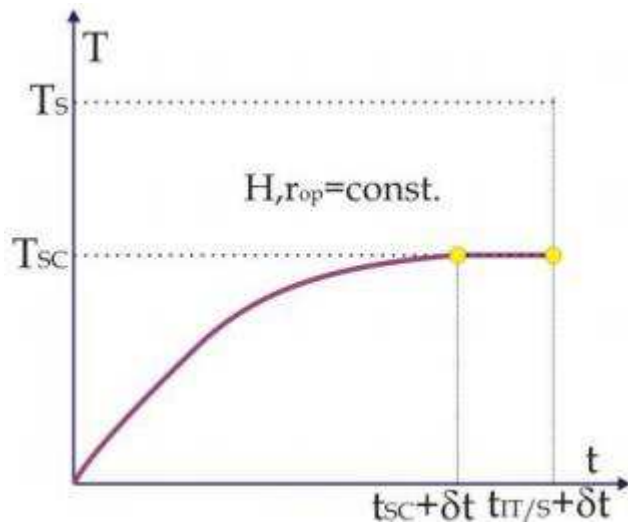


Рисунок 7.13. Специфический температурный профиль (в операционной точке кристаллизатора) при формировании столбчатой структуры, завершающейся формированием монокристалла

Таким образом, структурные зоны, возникающие при кристаллизации массивного кузнечного слитка и спрогнозированные теоретически, были сопоставлены с измерениями температуры в операционной точке. Эти зоны были обнаружены в строении слитка в предсказанном расположении. В частности, показано, что СЕТ непосредственно связан со значениями температурных градиентов. Тот факт, что температурный градиент на границе раздела фаз некоторое время, равное $t_E^R - t_C^R$, сохраняет постоянное значение, означает, что СЕТ не является резким, а занимает соответствующее время, и на структуре слитка отражается как переходная смешанная зона.

Очевидно, что величина запаздывания зависит от толщины стенки кристаллизатора [278] и некоторых других особенностей протекания процесса кристаллизации непрерывного слитка [247], [248].

Анализ непрерывного слитка показывает, что СЕТ в нём может быть намного более резким по сравнению с СЕТ в массивном стальном слитке. Формирование монокристалла вдоль оси слитка происходит, когда температурный градиент у границы раздела фаз меняет своё направление. Этот случай подтверждён примерами такими, как показан на рис 7.14.



Рисунок 7.14. Поперечное сечение слитка с двумя типами структуры:
столбчатые дендриты и монокристалл

7.4. Сравнительный анализ особенностей формирования структуры стального и латунного слитка

Метод определения структурных зон в крупных стальных слитках основан на математической интерпретации кривых, полученных в результате моделирования температурного поля и поля температурного градиента для затвердевающего массивного слитка. Метод базируется на анализе экстремумов функции и её точек

перегиба. В частности, СЕТ прогнозируется как постепенный переход от столбчатой к равноосной структуре.

Моделирование температурного поля в затвердевающем массивном слитке основано на уравнениях теплопроводности. Разработанный метод прогнозирования формирования структурных зон применяется для определения этих зон в затвердевающем латунном слитке. Проанализированы различия и сходство между формированием структуры при затвердевании стального слитка и латунного слитка. Разработанный метод позволяет прогнозировать следующие структурные зоны: мелкозернистая или так называемая корковая зона (fine columnar - FC), столбчатая (columnar - C), зона равноосных зерен, (equiaxed - E). Смены структур, FCCT-трансформации и СЕТ-трансформации, прогнозируются как резкие переходы.

Недавно был предложен новый метод описания закономерностей формирования структуры затвердевающего слитка, основанный на математическом моделировании и прогнозировании появления структур различного типа. [333]. Этот метод был успешно применён для прогнозирования некоторых структурных преобразований и результирующей структуры в стальном массивном слитке. Требуется проанализировать некоторые особые точки моделируемых функций, получаемых в результате расчета температурного поля. В частности, некоторые точки перегиба (в математическом смысле) используются для определения структурных преобразований, которые ранее были описаны профессором Дж. Д. Хантом в его фундаментальной статье о движении фронта переохлаждения относительно границы раздела фаз между твердой и жидкой средой [246]. Указанный инновационный математический метод локализации структурных зон в данном слитке и особенно математический режим для предсказаний структурных переходов применяется к описанию латунного слитка.

При моделировании учитывается существенное влияние так называемого контактного слоя (воздушный зазор между латунным слитком и графитом, который покрывает внутреннюю поверхность формы) на теплопередачу. Поэтому граничные условия, связанные с воздушным зазором, формулируются

аналогично, как и в модели формирования двухфазной смешанной зоны (mushy zone) [203].

Скрытая теплота, которая играет существенную роль в процессе теплопередачи, также учтена в граничных условиях. Настоящий метод позволяет изучать не только температурное поле, но и поле температурного градиента.

Новый метод прогноза структуры слитка [333] связан с интерпретацией точек перегиба на расчётной кривой. Очень информативной функцией в этом плане является скорость движения изотермы ликвидуса.

По данным моделирования температурного поля при упрощении, что форма / геометрия слитка заменяется формой вала, была построена кривая, которая показывает скорость продвижения изотермы ликвидуса для стального слитка, [336]. Результаты взаимодействия между скоростью движения изотермы ликвидуса и скоростью смещения фронта кристаллизации были проинтерпретированы математически.

На основе анализа точек перегиба и экстремальных точек на кривой v (рис.7.15) можно выделить следующие процессы:

а / образование в условиях резкого переохлаждения мелкозернистой равноосной структуры (корковой зоны) за период времени $[0; t_{EC}]$, t_{EC} – точка перегиба;

б / формирование столбчатой структуры за период времени $[t_{EC}; t_C^R]$, скорость продвижения изотермы ликвидуса и скорость интерфейса s / l (зеленая линия, экстраполированная до нуля в момент времени) накладываются друг на друга в течение периода времени $[t_{EC}; t_C^R]$; затем график скорости изотермы ликвидуса отрывается от графика скорости движения границы раздела фаз, и таким образом перед фронтом появляется переохлажденный расплав, который способствует образованию центров кристаллизации равноосных зерен, t_E^R – время, соответствующее точке перегиба функции, связанное с полным исчезновением столбчатой структуры.

с/ образование равноосной структуры, которая начинается в момент времени t_C^R – точка перегиба функции; с этого момента и до момента t_{max} происходит рост исключительно равноосных зерен;

д/ образование равноосных зерен, сопровождающееся появлением сегрегации, начиная с момента времени t_{max} ;

е/ переход от образования равноосных зерен, сопровождающийся сегрегацией типа «А», к образованию равноосных зерен, сопровождающееся сегрегацией типа «V», достигает своего апогея в момент времени t_V – точкой локального экстремума анализируемой функции.

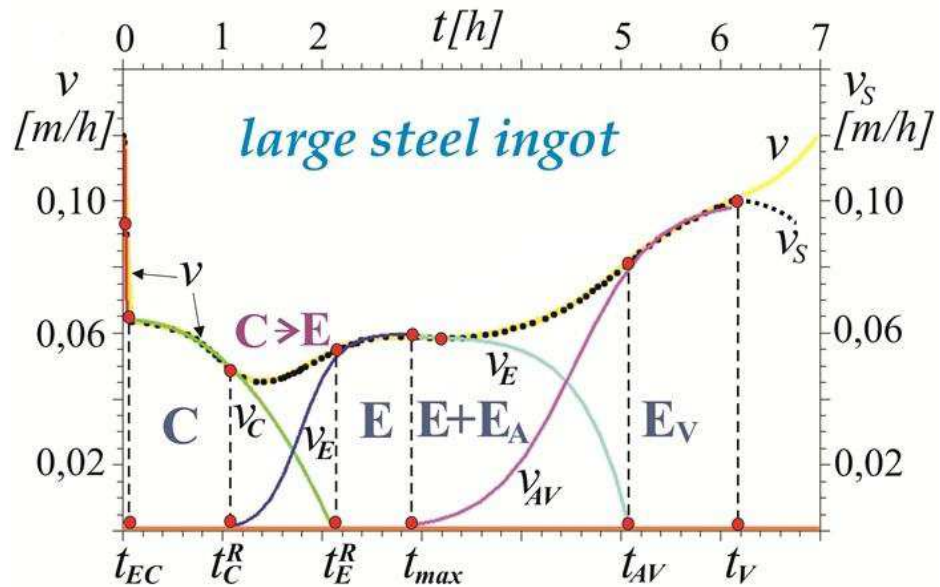


Рисунок 7.15. Взаимодействие между скоростью движением изотермы ликвидус v и v_s – скоростью перемещения границы раздела фаз; v_C – скорость продвижения фронта формирования столбчатых кристаллов; v_E – скорость продвижения фронта формирования столбчатых кристаллов равноосных и v_{AV} – скорость продвижения фронта формирования сегрегаций при росте равноосных кристаллов; t_{EC} – время перехода от формирования корковой зоны к формированию столбчатой структуры; t_C^R – время зарождения равноосной структуры; t_E^R – время прекращения роста столбчатой структуры; t_{max} – время начала сегрегации; t_{AV} – момент смены преобладания сегрегации типа “А” [272] над сегрегацией типа “V” [333]; t_V – время перехода от нарастания к спаду сегрегации типа “V”.

Таким образом, точка перегиба t_{AV} для массивного слитка является моментом времени, когда термодиффузия начинает преобладать над градиентом вязкости. Градиент вязкости отвечает за образование осадочных конусов в слитке, тогда как термодиффузия влияет на распределение твёрдых частиц в затвердевающем слитке.

Указанный анализ показывает, что равноосная структура доминирует в массивном стальном слитке при кристаллизации его в изложнице. Это связано с тем, что кристаллизация в изложнице является нестационарным процессом, и скорость затвердевания уменьшается во времени из-за медленного охлаждения.

В то же время наблюдения структур в непрерывных слитках, показывают, что столбчатая структура является доминирующей в этих отливках, рис. 7.16. Это связано с тем, что непрерывное литье является квазистационарным процессом (кроме начального переходного периода в процессе заливки), и охлаждение непрерывного слитка происходит очень интенсивно.

Следует подчеркнуть, что начальный переходный период непрерывного литья латунных слитков в достаточной степени совпадает с процессом затвердевания стального слитка [336].



Рисунок 7.16. Поперечное сечение непрерывнолитого латунного слитка; столбчатая структура, (C), как доминирующая морфология непрерывно затвердевающего слитка; тонкая столбчатая структура (FC), расположена на периферии слитка; (E), едва заметны в центре слитка в окрестности монокристалла, который локализован в осевом направлении.

Затвердевание слитков в формах-изложницах было предметом многих исследований. В частности, [313] было проведено математическое моделирование для прогноза образования «А» - сегрегатов, а для прогнозирования СЕТ подобные методы разрабатывались в работах [209, 221, 232, 234, 266, 277, 280, 283, 284, 285, 290, 298, 314, 315, 340, 343, 344]. Как правило, в этих моделях применялись различные численные методы моделирования температурного поля [234, 277, 283, 284, 285, 343]. В частности, были сделаны некоторые попытки описать различие между образованием столбчатых и равноосных кристаллов [209, 221, 232, 266, 280, 290, 298, 314, 315, 343, 344]. В текущей модели вычисляется температурное поле и преобразуется в поле температурного градиента. Это позволяет показать ситуацию в СЕТ для разных толщин формы-изложницы, что свидетельствует о том, что СЕТ - это процесс, требующий много времени (рис. 7.17). Это означает,

что столбчатая и равноосная структуры должны сосуществовать в течение некоторого периода, когда происходит СЕТ. Экспериментальные наблюдения морфологии были сделаны по наблюдениям вертикального среза на средней высоте 15-тонного стального слитка, серийно отлитого на заводе CELSA-Huta Ostrowiec в Островце Свентокшижском (рис. 7.18).

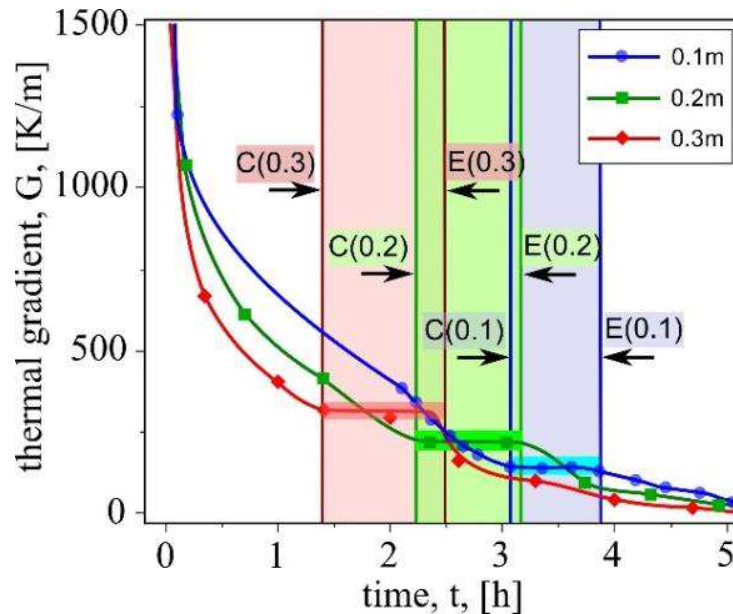


Рисунок 7.17. Динамика температурного градиента при затвердевании стального слитка различной толщины в форме-изложнице; температурный градиент остается постоянным, когда происходит СЕТ; процесс C(0.3) – E(0.3) соответствует периоду $[t_C^R; t_E^R]$, рис.7.15.

Моделирование поведения температурного градиента во времени (рис. 7.17), а также наблюдения полученной структуры образца стального слитка, доказывают, что равноосная структура доминирует в стальном слитке. С другой стороны, столбчатая структура обычно превалирует в непрерывнолитом латунном слитке (рис. 7.16).



Рисунок 7.18. Сосуществование столбчатой и равноосной структуры, выявленное в стальном ковном слитке 15 тонн при его вертикальном разрезе на средней глубине.

7.5. Математический прогноз формирования структурных зон в массивном латунном слитке

Недавно разработанная численная модель для непрерывного литья [64, 249] была модифицирована и применена для оперативного прогнозирования структурных зон. Эта модель в определенной степени развивает метод моделирования, применяемый ранее в аналогичных методах расчета температурного поля [276, 279, 288, 311, 319, 327]. Уравнение теплопроводности

$$c_{ef}(T)\rho(T)\frac{\partial T}{\partial \tau} = \frac{\partial}{\partial r}\left[\lambda(T)\frac{\partial T}{\partial r}\right] + \frac{\lambda(T)}{r} \cdot \frac{\partial T}{\partial r} \quad (7.1a)$$

$$T = T(t, r), \quad r \in [0, R_m], \quad (7.1b)$$

$$c_{ef}(T) = \begin{cases} c_b(T), & T < T_s \\ c_b(T) + \frac{L}{T_L - T_s}, & T_s \leq T \leq T_L \\ c_b(T), & T > T_L \end{cases} \quad (7.1B)$$

Задаются необходимые граничные условия, учитывающие наличие газового зазора так же, как предлагается в [274, 275] (рис. 7.19).

а/ поверхность слитка «контактирует» со стенкой кристаллизатора через воздушный зазор, рис. 7.19,

$$\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r=R} = \frac{\lambda_g}{\delta_g} (T|_{r=R+\delta_g} - T|_{r=R}) + \sigma \left[(T|_{r=R+\delta_g})^4 - (T|_{r=R})^4 \right] \quad (7.1Д)$$

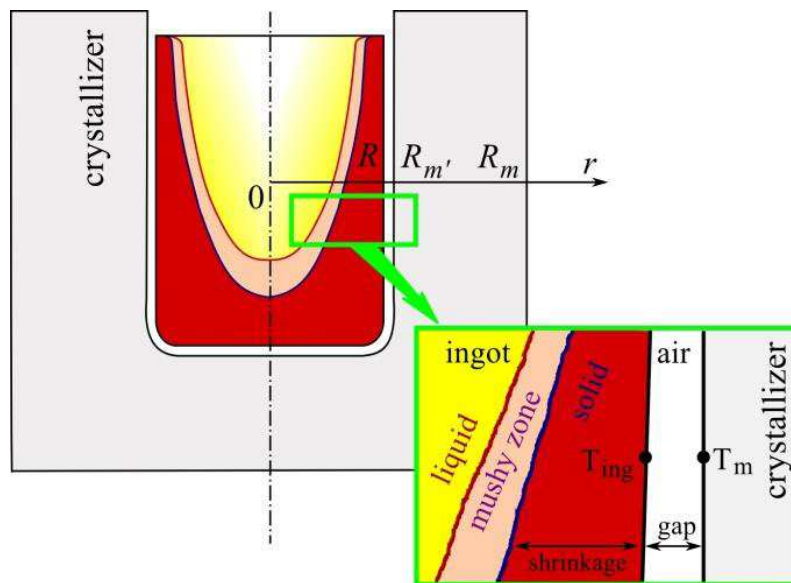


Рисунок 7.19. Схема моделируемой области. x, r - координаты; T_{ing} - температура поверхности слитка; T_m - температура поверхности стенки кристаллизатора, обращённой к слитку; газовый зазор, увеличивающийся в связи с усадкой затвердевающей оболочки.

б/ стенка кристаллизатора, обращённая к слитку, покрыта слоем графита и соответственно также «контактирует» с поверхностью слитка через газовый зазор

$$\lambda_{gr}(T) \frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r=R+\delta_g} = \frac{\lambda_g}{\delta_g} (T|_{r=R+\delta_g} - T|_{r=R}) + \sigma \left[(T|_{r=R+\delta_g})^4 - (T|_{r=R})^4 \right] \quad (7.1e)$$

где ρ - плотность; c_b - теплоёмкость латуни; λ_g , λ_{gr} - коэффициент теплопроводности в воздушном зазоре и в слое графита соответственно; δ_g - толщина газового зазора; σ - приведённый коэффициент лучистого теплообмена; T - температура; T_L - температура ликвидус; T_S - температура солидус; L - скрытая теплота кристаллизации; t - время (рис. 7.19).

Предполагается, что предлагаемый метод вычисления, (7.1), предварительно используемый для прогноза температурного поля непрерывного слитка, может быть применён к моделированию поля градиента температуры, которое возникает в процессе затвердевания массивного латунного слитка. Представляется возможным определить структурные зоны в массивном слитке, аналогично предсказаниям структуры для непрерывного литья [217, 325].

Были спрогнозированы следующие структурные преобразования:

- от малых столбчатых дендритов к крупным столбчатым дендритам (FCST – fine columnar into columnar) и от крупных столбчатых дендритов к неориентированным равноосным кристаллам (CET – columnar into equiaxed transition). Оба упомянутых перехода показаны на функции, представляющей динамику температурного градиента на границе раздела фаз (рис. 7.20). Предполагается, что предсказанные два структурных перехода соответствуют точкам перегиба, которые появляются на этой функции. Более того, квазистационарный период затвердевания слитка проявляется, когда функция имеет линейный ход (рис. 7.20).

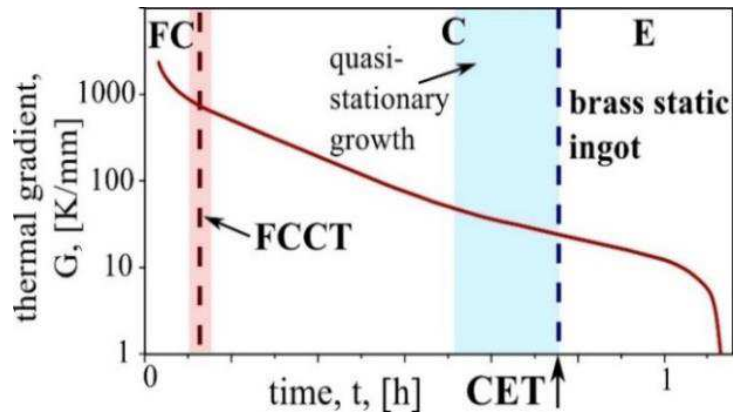


Рисунок 7.20. Температурный градиент на границе раздела фаз при затвердевании массивного латунного слитка.

Математическое рассмотрение вышеприведенной функции позволяет сделать вывод о том, что структурные переходы FCCT и CET происходят достаточно резко. Различают три типа структурных зон: FC (fine columnar), C (columnar) и E (equiaxed). Переход от зоны FC к зоне C начинается через 5 минут после начала процесса кристаллизации и продолжается около 2 мин 30 сек, после чего наблюдаются уже только крупные столбчатые дендриты (рис. 7.20).

Аналогичный результат прогноза структурных зон показывает анализ кривой, представляющей положение изотермы ликвидус (рис. 7.21).

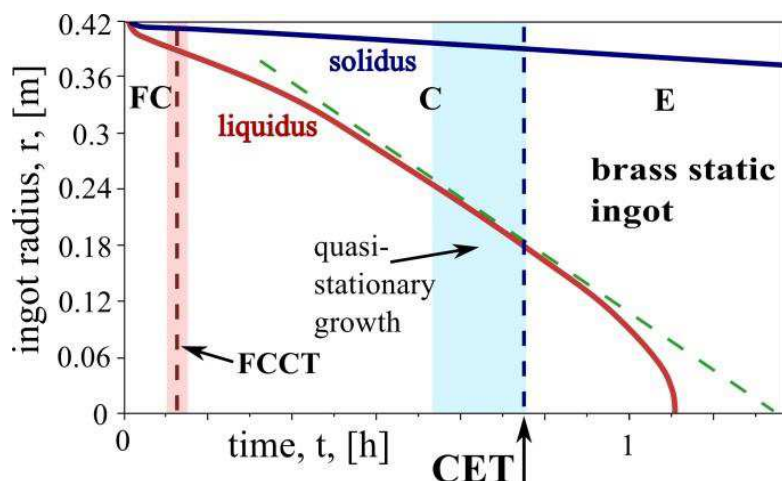


Рисунок 7.21. Положение изотерм ликвидус и солидус в рассматриваемом сечении слитка в зависимости от времени от начала процесса затвердевания.

Дополнительно такой же результат прогнозирования расположения зон структурных переходов даёт анализ поведения скорости продвижения изотермы ликвидус – оба структурных перехода соответствуют точкам локальных минимумов (рис. 7.22).

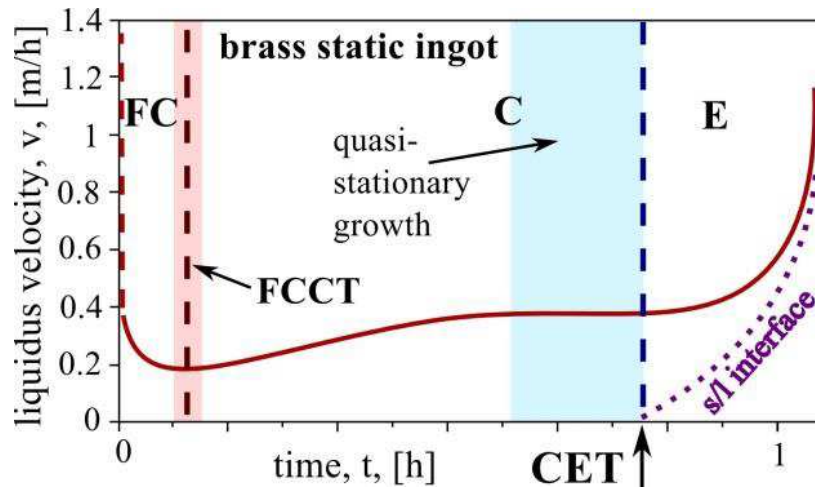


Рисунок 7. 22. Скорость продвижения изотермы ликвидус.

Вышеприведенный анализ формирования структурных зон в латунном слитке (как и в стальном слитке, рис. 7.16) выполняется для сравнительного анализа и изучения возможности использования результатов, полученных для подобных видов слитков в условиях недостаточной информации (в частности, например, о теплофизических характеристиках) при прогнозе формирования структурных зон в непрерывнолитом латунном слитке и соответствующими зонами в аналогичном стальном.

Таким образом, можно заключить, что формирование структурных зон в стальном статическом массивном слитке хорошо исследуется по поведению теплового градиента в зависимости от изменяющейся толщины формы-изложницы (рис. 7.18). CET проявляется, когда температурный градиент является постоянной функцией времени. CET - это процесс, требующий много времени, что подтверждается структурными наблюдениями на поперечном сечении 15-тонного стального кузнечного слитка. Кроме того, теоретически подтверждается,

что эта структурная трансформация (СЕТ) происходит в течение периода времени $[t_C^R; t_E^R]$ (рис. 7.16).

Представленная модель теплопередачи для непрерывнолитого латунного слитка применяется для моделирования как температурного поля, так и поля температурного градиента в затвердевающем латунном слитке. Это позволяет прогнозировать появления структурных зон в исследуемом латунном слитке. Этот метод прогноза является аналогичным недавно разработанному методу прогноза структурных зон в стальном большом слитке из затвердевающей стали (рис. 7.16).

Этот способ математического моделирования структурных зон позволяет различить следующие типы структур: a/ FC – fine columnar, b/ C – columnar, c/ E – equiaxed, (рис. 7.21).

Структурные трансформации: $FC \rightarrow C$, and $C \rightarrow E$ являются достаточно резкими переходами и соответствуют точкам перегиба функции градиента температуры на изотерме ликвидус (рис. 7.21), а также соответствуют точкам минимума функции скорости продвижения изотермы ликвидус (рис. 7.22).

7.6. Влияние структурного критерия Пекле на процесс формирования столбчатых кристаллов

В сплавах, содержащих две и более компонент, при кристаллизации наступает дестабилизация фазового фронта (рис. 7.23). В связи с этим на макроуровне наблюдается двухфазная зона, представляющая собой смесь из кристаллов и жидкого вещества. Величина критерия Пекле взаимосвязана с радиусом кривизны вершины растущего кристалла, который в свою очередь влияет на появление вторичной и последующей дестабилизаций фронта кристаллизации (рис. 7.24).

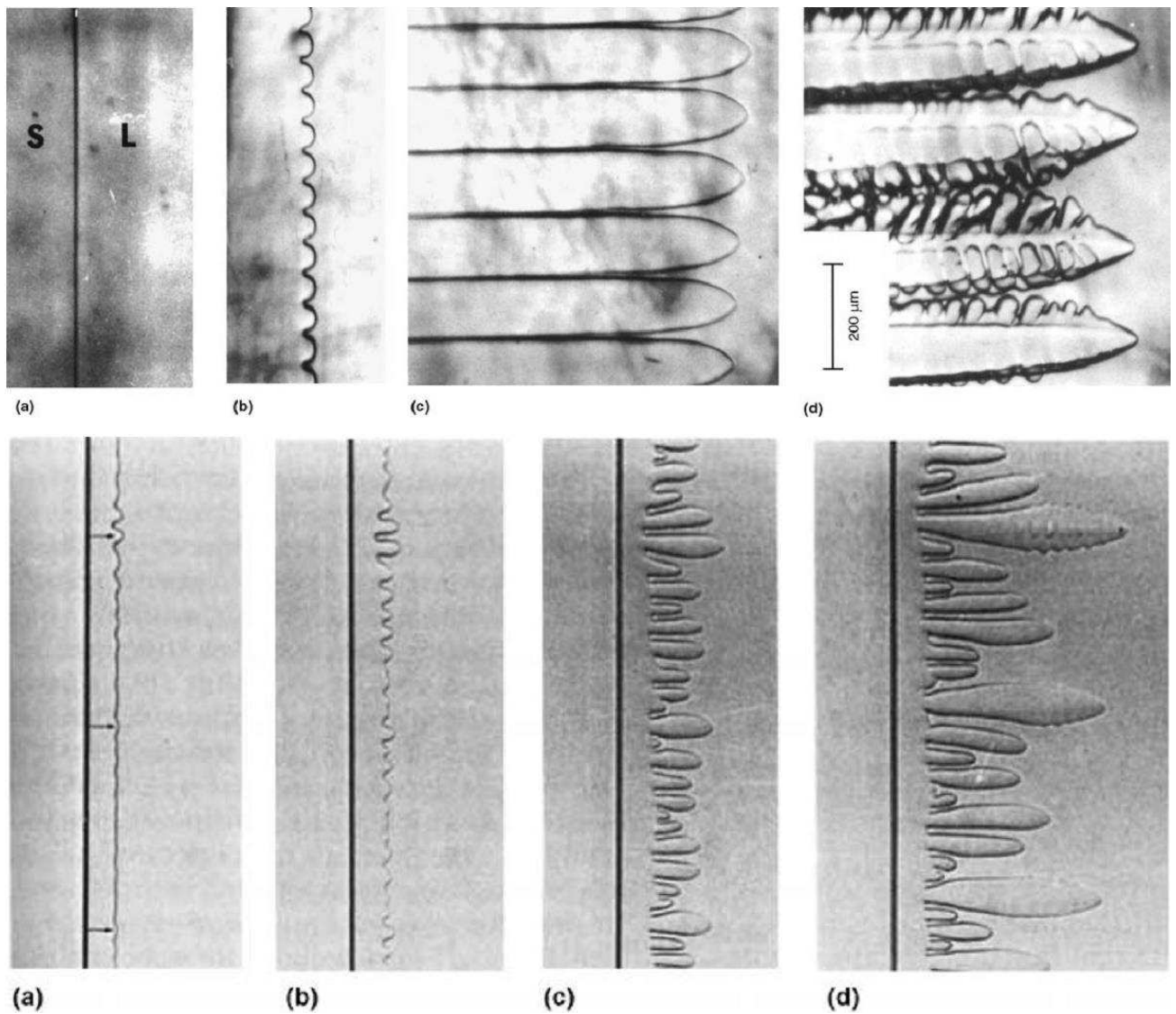


Рисунок 7. 23. Изменение морфологии границы раздела фаз (жидкий металл/твёрдый металл). а) плоский фронт; б) первичная дестабилизация – появление ячеистого фронта; в) ячеистый фронт; г) вторичная дестабилизация – дендритный фронт [309].

В процессе затвердевания не все растворенное вещество, вокруг твёрдого дендрита, может транспортироваться в экстрадендритный расплав, некоторые частицы все еще остаются в междисперсном расплаве [265], поэтому оболочка зерен, охватывающая первичные и вторичные дендритные наконечники, используется для отделения междисперсного расплава от экстрадендритита, как

показано на рисунке 7.24. Для моделирования столбчатые и равноосные зерновые формы упрощаются в виде сферы и цилиндра соответственно.

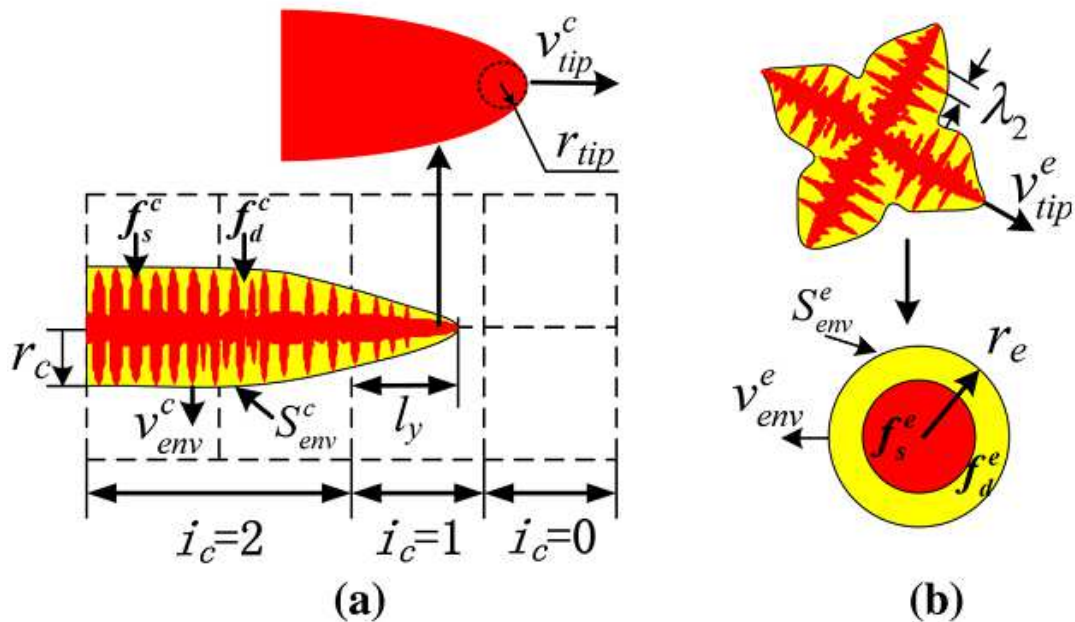


Рисунок 7.24. Схематическое представление роста столбчатых (a) и равноосных (b) кристаллов [265]

Структурный критерий Пекле может быть определён экспериментально по оценкам размеров образовавшихся столбчатых дендритов (рис. 7.25). В лабораторных условиях Института металлургии и материаловедения Польской академии наук были подготовлены образцы различных сечений заготовки (рис. 7.25) и проведены измерения радиусов R_{exp} вершин столбчатых дендритов, сформировавшихся в непрерывнолитой заготовке.

Определение структурного критерия Пекле (для диффузии Zn в расплаве латуни при формировании столбчатой структуры) выглядит следующим образом [326]:

$$Pe = \frac{V_C R_{exp}}{2D} \quad (7.1)$$

где V_C – скорость роста столбчатых кристаллов, D – коэффициент диффузии.



Рисунок 7.25. Образцы продольного и поперечного сечений заготовки.

Согласно измерениям радиуса R_{exp} структурный критерий Пекле обычно больше единицы, однако иногда он может быть и меньше. В последнем упомянутом случае достаточно использовать так называемое второе приближение функции Иванцова [263]. Функция равна Ω – величина перенасыщения, определяющая радиус вершины растущего дендрита, рис. 7.26:

$$I_2 = \frac{2Pe}{2Pe+1} = \Omega \quad (7.2)$$

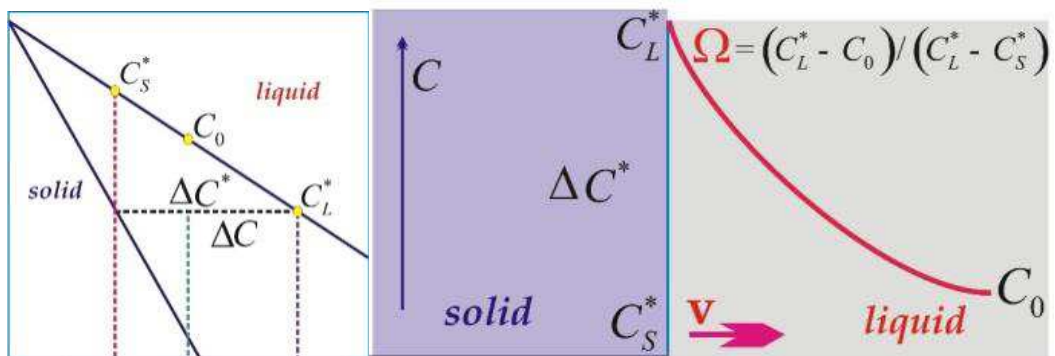


Рисунок 7.26. Значения Ω для вычислений (2). C_0 – номинальная концентрация цинка (Zn) в данном расплаве латуни, C_L^* , C_S^* – концентрация Zn в жидкой и твёрдой фазе соответственно, наблюдаемые на границе раздела фаз, движущейся со скоростью $v \equiv v_s$ [267].

Радиус вершины растущего дендрита находится на пределе устойчивости [219], другими словами, имеет место маргинальная устойчивость [271]. Отсюда следует, что:

$$\lambda_i = R_{th} = 2\pi\sigma_E^{0.5}[\Delta S(mG_C - G)]^{-0.5}, \quad (7.3)$$

где λ_i – длина возмущающей волны для маргинальной устойчивости, σ_E – скрытая энергия свободной поверхности, ΔS – энтропия расплава, m – наклон линии ликвидуса, G_C – градиент концентрации растворенного вещества у вершины столбчатого дендрита, G – температурный градиент у вершины столбчатого дендрита.

Кроме того, имеет смысл признать, что теоретически предсказанный радиус наконечника и экспериментально оцененный радиус наконечника равны друг другу,

$R_{th} \equiv R_{exp} \equiv \hat{R}$. Из (7.3) следует:

$$\Omega = \frac{C_L^* - C_0}{C_L^* - C_S^*} \rightarrow C_L^* = C_0 / (1 + \Omega(k - 1)) \quad (7.4)$$

где $C_S^* = kC_L^*$, на границе раздела фаз, (рис. 7.26). Тогда из (7.2) следует:

$$I_2 = 2Pe / (2Pe + 1) = (C_L^* - C_0) [(1 - k)C_L^*]^{0.5} \quad (7.5)$$

Тогда (7.3) можно записать в виде:

$$\lambda_i = 2\pi \left[\frac{\sigma_E}{\Delta S \left\{ \frac{v_C}{D} \left[(k - 1) \frac{C_0}{1 - (1 - k)I_2} \right] m - G \right\}} \right]^{0.5} \quad (7.6)$$

где $G_C = dC / dz = -v_C (1 - k)C_L^* / D$.

Предположим, что

$$A = (R_{th})^2 [mG_C - G] = 4\pi^2\sigma_E (\Delta S)^{-1} \quad (7.7)$$

Из левой части (7.7):

$$A = (\mathbf{R}_{th})^2 \left[m \frac{v_c}{D} (k-1) C_L^* - G \right] \quad (7.7a)$$

$$A = (\mathbf{R}_{th})^2 \left[m \frac{v_c}{D} (k-1) \frac{C_0}{1 - (1-k) I_2} - G \right] \quad (7.7b)$$

где $I_2 = 2Pe / (2Pe + 1) = \frac{2v_c \mathbf{R}_{th}}{2(v_c \mathbf{R}_{th} + D)} = \frac{\mathbf{R}_{th}}{\mathbf{R}_{th} v_c + D}.$

Тогда,

$$A = (\mathbf{R}_{th})^2 \left[m \frac{v_c}{D} (k-1) \frac{C_0}{1 - (1-k) \frac{\mathbf{R}_{th}}{\mathbf{R}_{th} v_c + D}} - G \right] \quad (7.7c)$$

$$A = (\hat{R})^2 \left[m \frac{v_c (k-1) C_0}{D \left[\frac{\hat{R} v_c + D - (1-k) \hat{R} v_c}{\hat{R} v_c + D} \right]} - G \right], \quad \mathbf{R}_{th} \equiv R_{exp} \equiv \hat{R} \quad (7.7d)$$

$$A = \hat{R}^2 \left[m \frac{v_c (k-1) C_0 (\hat{R} v_c + D)}{D (D + k \hat{R} v_c)} - G \right] \quad (7.7e)$$

Вернёмся к уравнению (7). Его можно переписать в виде:

$$\begin{aligned} & \hat{R}^2 \left[m v_c (k-1) C_0 (\hat{R} v_c + D) - G D (D + k \hat{R} v_c) \right] \\ &= \frac{4 \pi^2 \sigma_E}{\Delta S} D (D + k \hat{R} v_c) \end{aligned} \quad (7.8)$$

После преобразований (7.8):

$$\begin{aligned} & \hat{R}^3 \left[\Delta S v_c (m(k-1) C_0 v_c - G D k) \right] \\ & + \hat{R}^2 \left[\Delta S D (m v_c (k-1) C_0 - G D) \right] \\ & - \hat{R} \left[4 \pi^2 \sigma_E D k v_c \right] - 4 \pi^2 \sigma_E D^2 = 0 \end{aligned} \quad (7.9)$$

где D - коэффициент диффузии, k - коэффициент распределения.

Ур. (7.9) представляет упрощенный закон роста для формирования радиуса вершины при заданной скорости затвердевания, (стационарный рост столбчатой структуры). Он прогнозирует $\hat{R}$ - радиус вершины столбчатого кристалла при заданной скорости кристаллизации $v_s = v_c$, при температурном градиенте G , налагаются на систему и C_0 - концентрация растворенного вещества известна.

Разработан закон о росте, уравнение (7.9) прогнозирует $\hat{R}$ - не только радиус вершины столбчатого кристалла, растущего в состоянии маргинальной стабильности но и радиус самого столбчатого дендрита (рис. 7.24).

Уравнение (7.9) показывает, что при заданной вертикальной скорости смещения слитка вдоль кристаллизатора результирующая скорость роста столбчатой структуры, $v_s = v_c$, и при заданном температурном градиенте на границе раздела фаз G , с установленной номинальной концентрацией растворенного вещества Zn в латуни, C_0 , он может получить только один результирующий радиус вершины (также размер зерна) в морфологии слитка.

7.7. Влияние термального числа Пекле на процесс формирования столбчатых кристаллов в непрерывном латунном слитке

Термальное число Пекле используется для моделирования теплообмена в непрерывной разливке [279, 319, 275]. Оно определяется следующим образом (рис. 7.27) следующим образом:

$$Pe_T = \frac{u \cdot R_{cr}}{a} \quad (7.10)$$

где, a - коэффициент тепловой диффузии, u - скорость вытягивания слитка, R_{cr} - внутренний радиус кристаллизатора.

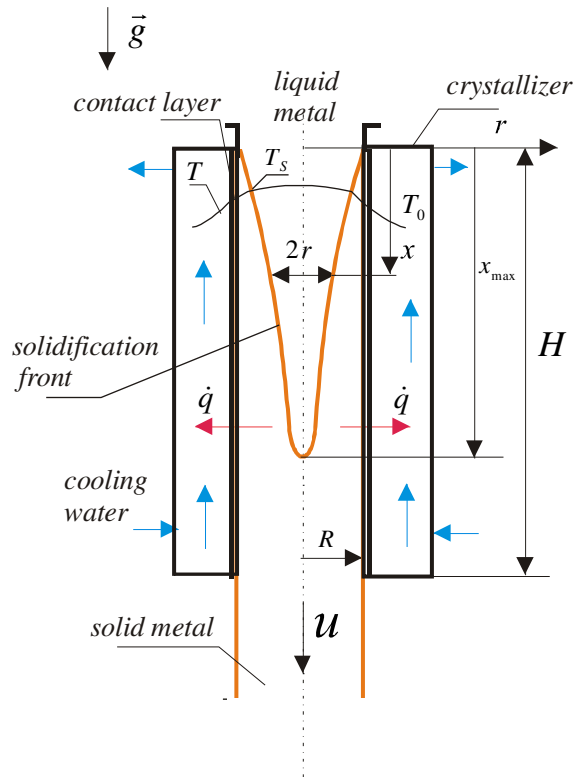


Рисунок 7.27. Схема моделируемой области.

x, r - координаты; T_s - изотерма солидус; T_0 - средняя температура кристаллизатора; $\bar{g}$ - гравитация; $\bar{q}$ - тепловой поток.

Энергетический баланс системы (рис. 7.27) описан в [13]. Он уравнивает мгновенное скрытое тепловыделение и тепло, отбираемое от твёрдой оболочки через контактный слой, (рис. 7.27).

В терминах системы (рис. 7.27) он выражается следующим образом:

$$\begin{aligned}
 2\pi \cdot r \cdot \alpha \cdot (T_L - T_s) - 2\pi \cdot \rho \cdot L \cdot (1 - K) \cdot r \cdot \frac{dr}{dt} = \\
 2\pi \cdot \lambda \cdot \frac{T_s - \bar{T}}{\ln\left(\frac{r}{R_{in}}\right)} = 2\pi \cdot R_{in} \cdot \alpha_{con} \cdot (T_{in} - T_w) = \\
 2\pi \cdot R_{in} \cdot \alpha_0 \cdot (T_w - T_0)
 \end{aligned} \tag{7.11}$$

где, α - коэффициент теплопередачи между жидким металлом и твёрдой корочкой; ρ - плотность жидкости; L - скрытая теплота; K - коэффициент сокращения теплового потока в двухфазной зоне; R_{in} - радиус заготовки; r, x -

координаты; T_w - температура поверхности кристаллизатора; T_{in} - температура поверхности слитка.

Указанный энергетический баланс позволяет переформулировать адекватные определения других чисел, пригодных для непрерывного литья латунного слитка, которые регулируют затвердевание.

а/ Число Стефана, которое равно отношению of сенсильной теплоты к скрытой теплоте

$$Ste = \frac{c (T_F - T_0)}{L} \quad (7.12)$$

б/ Число Фурье, которое определяет отношение скорости диффузионного переноса to storage rate

$$Fo = \frac{a t}{R_{cr}} \quad (7.13)$$

с/ Число Био, которое определяет сопротивление теплопередачи внутри слитка и контактного слоя к сопротивлению теплопередачи на поверхности контактного слоя

$$\frac{1}{Bi_0} = \frac{\lambda}{\alpha_0 R_{cr}} \quad (7.14a)$$

д/ Число Био, которое определяет сопротивление теплопередачи внутри контактного слоя к сопротивлению теплопередаче на поверхности контактного слоя

$$\frac{1}{Bi_{con lay}} = \frac{\lambda}{\alpha_{con} R_{cr}} \quad (7.14b)$$

где, c - скрытая теплота латуни; t - время, λ - коэффициент теплопроводности; $T_F \equiv T_L$ - в первом приближении; α_0 - коэффициент теплоотдачи от кристаллизатора к охлаждающей воде; α_{con} - коэффициент теплопередачи через воздушный зазор (рис. 7.27).

Применение приведенных выше чисел к моделированию непрерывного литья латунных слитков позволило предсказать форму границы раздела фаз, x, r - координаты, (рис. 7.28).

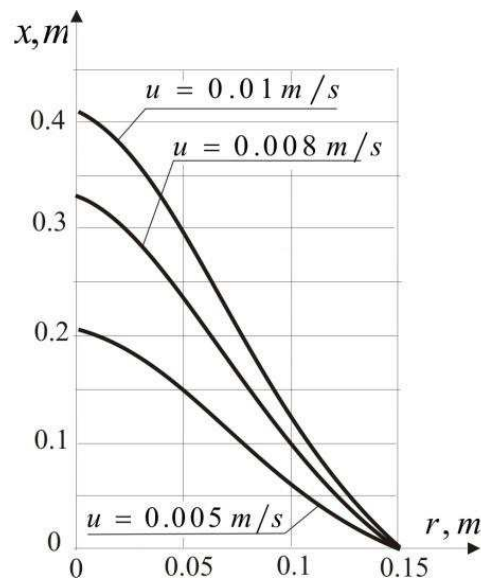


Рисунок 7.28. Граница раздела фаз для различных скоростей вытягивания слитка. $Pe_T = 7.53$ для $u = 0.005$ [м/с], $Pe_T = 12.05$ для $u = 0.008$ [м/с], и $Pe_T = 15.06$ для $u = 0.010$ [м/с], (7.10).

В непрерывных слитках также могут быть обнаружены некоторые различные структурные зоны, наблюдаемые в стальных слитках [333], [266] [276]. В частности, форма столбчатых кристаллов значительна [314], [217], так как эта структура доминирует в морфологии слитка (рис. 7.24).

Однако текущий метод моделирования затвердевания для непрерывного литья слитков не может точно прогнозировать структурные зоны в непрерывном латунном слитке (рис. 7.28).

Описание статического стального затвердевания слитка, иллюстрируемое поведением скорости движения изотермы ликвидуса (рис. 7.22), доказывает, что СЕТ происходит в период времени $t_E^R - t_C^R$.

Некоторые структурные наблюдения свидетельствуют о том, что СЕТ является резкой трансформацией при анализе непрерывнолитых слитков (рис. 7.29).

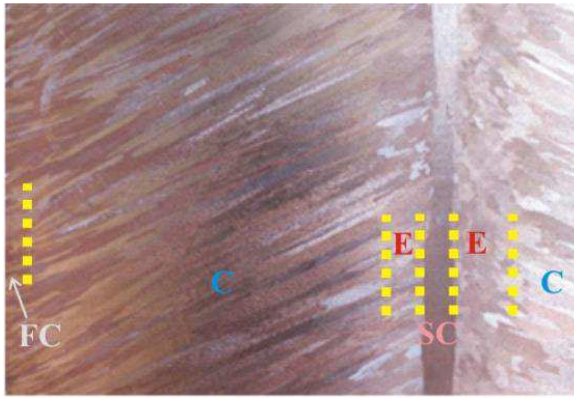


Рисунок 7.29. Структурные зоны непрерывного латунного слитка FC – fine columnar, C – columnar, E – equiaxed structure; SC – single crystal (core) situated axially along the ingot.

Некоторые оценки радиуса кривизны вершин столбчатой структуры R_{exp} - (половина ширины столбчатых зерен) можно вычислить по значениям структурного числа Пекле, (7.1) когда скорость вытягивания слитка известна $v_c(u)$.

Закон роста для доминантной структуры столбчатой структуры был разработан с применением критерия предельной устойчивости и для структурных чисел пеклей меньше единицы (7.9).

Более того, аналогичный закон роста можно также получить для чисел структурного критерия Пекле больше единицы, используя представленный метод формулировки закона роста. В этом случае правильная функция Иванцова развивается до тех пор, пока не будет применен третий термин.

Сформулирована модель переноса тепла при непрерывном литье латунных слитков (рис. 7.27) с использованием номера термического числа Пекле, уравнение (7.10). В модели важную роль играет контактный слой (воздушный зазор между слитком и кристаллизатором).

Значения термического числа Пекле в зависимости от скорости смещения слитка вдоль кристаллизатора могут быть оценены из-за применения модели.

Модель не позволяла рассчитывать скорость движения изотермы ликвидуса в зависимости от времени (по аналогии (рис. 7.22)).

Однако можно представить положение s/l-интерфейса в подвижном латунном слитке (рис. 7.28).

Более того, в первом приближении можно заключить, что точки перегиба представленных форм s/l-интерфейса ответственны за трансформацию СЕТ (рис. 7.30).

Точки перегиба, видимые в (рис. 7.30), связаны пунктирной линией, которая пересекает вычисленные формы s/l-интерфейса.

Пересечения этой линии с вычисленными формами позволяют интуитивно подчеркнуть, что трансформация СЕТ проявляется при большем радиусе слитка (позже во времени), когда скорость смещения слитка (и результирующая скорость движения интерфейса s/l) возрастает.

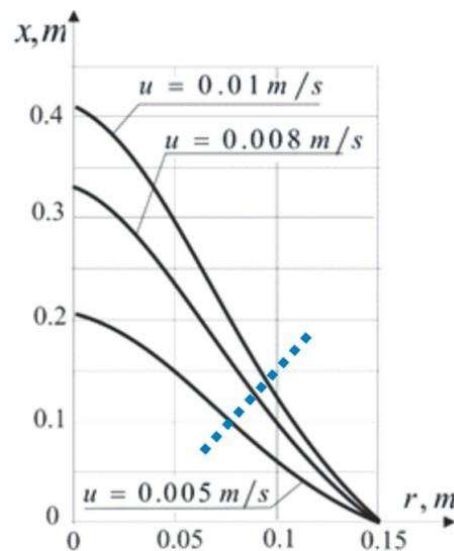


Рисунок 7.30. Локализация точек перегиба (гипотетическая локализация острого СЕТ) $r = 0$ определяет поверхность слитка, $r = 0.15$ связанную с осью слитка; r - луч с началом на оси слитка направленный к поверхности по нормали.

Граница раздела фаз резко оканчивается на оси слитка, (рис. 7.30). Это означает, что текущая упрощенная модель, (рис. 7.30), (11) не может предсказать образование SC-монокристалла (сердцевины), расположенного в осевом направлении, как показано на продольном участке медного слитка, (рис. 7.29).

Поэтому более сложная модель, [64], может заменить текущие соображения в ближайшем будущем. Однако предлагаемая модель должна быть модифицирована, чтобы быть адаптированной к непрерывной разливке латунных слитков. В этом случае воздушный зазор следует также учитывать при моделировании. Некоторые граничные условия, связанные с этим воздушным зазором, следует вводить в математическое описание затвердевания слитков латуни, как показано в [249].

7.8. Выводы

Выполнен анализ металлографических исследований влияния динамики температурного поля массивного стального слитка на формирование макроструктур. Разработаны методы определения структуры непрерывного слитка по измеряемым параметрам процесса разливки и методика на основе математического моделирования температурного поля, скорости продвижения изотермы ликвидус и температурных градиентов на границе фазового перехода, позволяющая определять режимы функционирования МНЛЗ для формирования необходимой структуры непрерывнолитой заготовки.

Проведено моделирование соответствующего поля температур массивного стального слитка и построена прогнозная модель структуры для непрерывного слитка. Сделан сравнительный анализ особенностей формирования структуры стального и латунного слитков. Исследовано влияние структурного критерия Пекле на процесс формирования столбчатых кристаллов, а также влияние термального критерия Пекле на процесс формирования столбчатых кристаллов в непрерывном латунном слитке.

ОСНОВНЫЕ ВЫВОДЫ ПО РАБОТЕ

В диссертации решена важная научно-техническая проблема прогнозного моделирования тепловых процессов в непрерывнолитой заготовке, изложены новые научно обоснованные технические решения по исследованию и совершенствованию организации теплотехнической части процесса разлива металлов в машинах непрерывного литья заготовок, вносящие значительный вклад в развитие народного хозяйства. Основные научные результаты заключаются в следующем:

1. На основе анализа исследований в области математического моделирования тепловых процессов в непрерывной разливке показаны возможности совершенствования способов моделирования температурного поля непрерывного слитка с целью решения на базе разработанных математических моделей задач конструирования МНЛЗ, определения рациональных режимов функционирования, способов повышения качества металлургической продукции и за счёт этого обеспечения ресурсосбережения.

2. Для увеличения скорости расчётов, производимых по моделям кристаллизации, включающим условия Стефана, предложена методика расчёта положения границы раздела фаз и температуры в узлах вблизи фазового перехода по дополнительному равномерному шаблону, который позволяет устанавливать тот же шаг по времени, что и для основной явной конечно-разностной схемы, применяемой при расчётах поля температур. Разработан способ вычисления положения неизвестной границы фазового перехода в задаче Стефана, позволяющий производить расчёты в несколько раз быстрее, чем в реальном режиме времени, что делает возможным использование соответствующей математической модели в системе автоматического управления производственным процессом непрерывной разливки.

3. Впервые разработана математическая модель температурного поля непрерывнолитой заготовки с наличием двухфазной зоны с использованием

условий Стефана и новый метод определения положения границ фазового перехода, позволяющий рассчитывать толщину формирующейся оболочки слитка и длину жидкой фазы вдоль технологической оси, а также скорости продвижения изотерм и границ фазового перехода и градиенты температур вблизи фазового перехода при стационарных и нестационарных режимах разлива.

4. Проведено системное сопоставление различных моделей температурного поля с расчётом границ фазового перехода по условиям Стефана, по квазиравновесной модели, по методу введения функции состава гетерогенной смеси, а также по разработанному новому методу нахождения положения двухфазной зоны внутри непрерывного слитка, которое позволяет выбирать структуру математической модели наиболее соответствующую требованиям конкретной практической задачи, в частности быстроедействие для прогнозных моделей, вычисление производных при расчётах скоростей и температурных градиентов или имитационное моделирование, замещающее натурные эксперименты.

5. Разработана прогнозная модель для диагностики теплового состояния кристаллизаторов сотовой МНЛЗ и вычисления толщины формирующейся твёрдой корочки слитка, основанная на решении дифференциального уравнения нестационарной теплопроводности с условием Стефана и задании граничных условий третьего рода, в которых задействована величина теплопередачи от наружной поверхности корки к охлаждающей воде, определяемая в режиме реального времени из плотности теплового потока, итогового коэффициента теплопередачи в кристаллизаторе, коэффициента теплоотдачи от корочки заготовки к внутренней поверхности кристаллизатора и эффективной толщины газового зазора в зависимости от текущих значений перепада температуры охлаждающей воды и её расхода и геометрических параметров гильзы кристаллизатора. Модель позволяет в режиме реального времени определять тепловое состояние кристаллизатора.

6. Разработана математическая модель расчёта положения двухфазной зоны кристаллизующейся непрерывнолитой заготовки с использованием условий Стефана, позволяющая устанавливать теплофизические закономерности формирования слитка, определять чувствительность формы жидкой лунки к изменениям различных параметров процесса, а также непосредственно во время производственного процесса наблюдать температурное поле непрерывного слитка в любых точках и положение двухфазной зоны в любом сечении. Исследования поведения формы двухфазной зоны в зависимости от динамики процесса разливки позволяют вырабатывать рекомендации по подбору конструктивных и технологических параметров при разработке новых, а также модернизации существующих МНЛЗ, с целью наиболее строгого соблюдения требований к температурному режиму разливки.

7. Впервые предложена методика определения оптимальной конфигурации форсунок в ЗВО, заключающаяся в определении распределения коэффициента теплоотдачи по ширине слябовой МНЛЗ путем решения обратной задачи теплопроводности с учетом фазовых превращений в слитке с помощью разработанной математической модели. На основе предложенной методики расчета оптимальных параметров форсуночного охлаждения могут быть автоматически подобраны такие конструктивные параметры форсуночного охлаждения в ЗВО, которые будут соответствовать наименьшим температурным градиентам, а, следовательно, обеспечивать наилучшее возможное качество металла, производимого МНЛЗ.

8. Разработана методика оценки температурного состояния слитка, как на этапе проектирования, так и в процессе функционирования системы автоматического управления МНЛЗ. Исследована чувствительность таких числовых показателей температурного поля как максимальное, минимальное и среднее значения температуры поверхности, а также теплоотвод, максимальный градиент, и интегрально-дифференциальные критерии на участках влияния секций к изменениям управляющих параметров (расходов охлаждающей воды) и

их соответствие технологическим требованиям обеспечения качественной продукции.

9. Усовершенствована методика определения оптимальных расходов воды в ЗВО, дающая возможность максимально строгого соблюдения температурного режима непрерывного слитка при управлении вторичным охлаждением в переходных процессах разливки, а также имитационного моделирования на этапе проектирования конструкции и системы автоматического управления МНЛЗ. На основе предложенной компьютерной прогнозной модели температурного поля непрерывного слитка разработана методика прогнозного управления режимами расхода воды в ЗВО.

10. На основе анализа качественного поведения кривых скорости продвижения изотермы ликвидус и температурных градиентов вблизи двухфазной зоны, и структуры соответствующих темплетов, полученных на производстве, разработаны методы определения структуры непрерывного слитка по измеряемым параметрам процесса разливки и методика, позволяющая определять режимы функционирования МНЛЗ для формирования необходимой структуры непрерывнолитой заготовки.

11. Разработанные трёхмерная математическая модель температурного поля непрерывного слитка, алгоритмы численного решения поставленной задачи, а также алгоритм решения обратной задачи теплопроводности с учётом фазовых переходов были использованы при разработке программного обеспечения для автоматического проектирования оптимальной конфигурации зоны вторичного охлаждения (ЗВО) машины непрерывного литья заготовок (МНЛЗ) ЗАО "КОРАД", г. Москва, РФ.

12. Результаты исследований, касающиеся влияния разных технологических параметров на тепловое состояние слитка, в частности на глубину и форму жидкой лунки были использованы при выработке практических рекомендаций для совершенствования режимов функционирования сортовой МНЛЗ Енакиевского металлургического завода ЗАО «ВТС».

Внедрение данных технических решений позволяет улучшить качество выпускаемой металлургической продукции при снижении ее себестоимости, увеличить срок службы оборудования и производительность МНЛЗ, обеспечить дополнительное ресурсосбережение.

СПИСОК ИСПОЛЬЗУЕМЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Авдонин, Н. А. Математическое описание процессов кристаллизации / Н. А. Авдонин. – Рига : Зинатне, 1980. – 224 с.
2. Авдонин, В.Ю. Система управления качеством непрерывно литых заготовок / В.Ю. Авдонин, Л.В. Буланов, Н.А. Юровский, Е.П. Парфёнов, Л.Г. Корзунин, А.Б. Дернягин, А.А. Смирнов. // Сб. трудов конференций и семинаров Недели металлов в Москве 14 – 18 ноября 2005. – Режим доступа: <http://www.ume.ru/rus/materials/index.shtml>
3. Айзин Ю.М., Куклев А.В., Капитанов В.А., Гудков А.В., Тиняков В.В. Новый стенд для исследования характеристик факела щелевых форсунок слябовых МНЛЗ. Сталь, 2003, №12, с.25-26.
4. Александров Д.В. К теории зарождения двухфазной зоны при затвердевании бинарных расплавов. // Тр.4-го Минского Международного Форума по Тепло- и Массообмену, Тепломассообмен в двухфазных системах, 2000, 22-26 мая, Т.5, Минск, Беларусь, С.476-480.
5. Алифанов О.М. Экстремальные методы решения некорректных задач / О.М. Алифанов, Е.А. Артюхин, С.В. Румянцев – М.: Наука, 1988. – 320 с.
6. Андерсон Д. Вычислительная гидромеханика и теплообмен. / Д. Андерсон, Дж. Таннехилл, Р. Плетчер – М.: Мир, 1990, Т.1: Пер. с англ М.: Мир, 1990. – 384 с.
7. Аникин, А. Оптический измеритель скорости слитка машины непрерывного литья заготовок / А. Аникин, И. Иерусалимов, И. Суковатин // Современные технологии автоматизации.- №4, 2001, С. 22-27.
8. Анализ схем совмещения МНЛЗ и прокатного стана в литейно–прокатных агрегатах / С.И. Бадюк, А.И. Лещенко // Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии: Сб. научн. тр. — Днепропетровск.:ИЧМ НАН Украины, 2010. — Вып. 21. — С. 161-170.

9. Базир Н.А. Минимизация времени расчетов на базе численной модели нестационарного теплообмена / Н.А. Базир, А.А. Базаров, Л.С. Зимин // 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.
10. Бакирова, О.И. О некоторых методах решения задачи Стефана / О.И. Бакирова // Дифференциальные уравнения. – 1983 – Т.19, №3 – С. 491-500.
11. Батышев А.И. Кристаллизация металлов и сплавов под давлением. М.: «Металлургия», 1977, 152с.
12. Бек Дж. Некорректные обратные задачи теплопроводности / Дж. Бек, Б. Блакуэлл, Ч. Сент-Клэр – М.: Мир, 1989. – 312 с.
13. Белоусов, В.В. Численное исследование теплообмена и гидродинамики наполнения изложницы при разливке сверху / В.В. Белоусов, Ф.В. Недопекин, И.В. Куликов // Изв.АН СССР. Металлы, 1985, N 3, С.82-87.
14. Белоусов, В.В. Особенности поточного удаления неметаллических включений малых размеров в промежуточном ковше МНЛЗ / В.В. Белоусов, А.Я. Бабанин / Вестник ДонНАСА.-2017.-№2 (124).- С. 143-146.
15. Бирюков, А. Б. Диагностика теплотехнических параметров работы кристаллизаторов МНЛЗ / А. Б. Бирюков, А. А. Иванова // "Бюллетень научно-технической и экономической информации "Черная металлургия". 2015. № 2(1382). С. 49-54.
16. Бирюков, А. Б. Математическое моделирование теплового состояния заготовки, формирующейся в кристаллизаторе, с использованием системы диагностики теплотехнических процессов / А. Б. Бирюков, А. А. Иванова // "Бюллетень научно-технической и экономической информации "Черная металлургия". 2018. Вып.1 (1417). С. 65-68.
17. Бирюков, А. Б. Математическое моделирование теплотехнических процессов в литейно-прокатных модулях на участке МНЛЗ – нагревательное устройство / А. Б. Бирюков, А. А. Иванова // Металлургия: технологии, инновации,

качество. «Металлургия – 2015». Труды XIX Международной научно-практической конференции 15–16 декабря 2015 года (г. Новокузнецк, РФ). С. 135-140.

18. Бирюков, А. Б. Метод определения рациональной интенсивности вторичного охлаждения непрерывнолитой слябовой заготовки / А. Б. Бирюков, А. А. Иванова // *Металлург*. 2014. № 11. С. 47-51.

19. Бирюков, А.Б. Методика задания граничных условий на поверхности формирующегося непрерывнолитого слитка в зоне вторичного охлаждения МНЛЗ / А.Б. Бирюков // *Металл и литье Украины*. – 2003. – № 11-12. – С. 12-14.

20. Бирюков, А. Б. Оценка температурного состояния непрерывнолитой заготовки при засорении форсунок зоны вторичного охлаждения / А.Б. Бирюков, А.А. Иванова С.М. Сафьянц // *Материалы XIV Всероссийской научно-практической конференции с международным участием «Современные проблемы горно-металлургического комплекса. Наука и производство»*, Старый Оскол, РФ, 23-24 ноября 2017 г. Т.1, С. 7-13.

21. Бирюков, А. Б. Рациональные параметры тепловой работы зоны вторичного охлаждения слябовых МНЛЗ / А. Б. Бирюков, А. А. Иванова // *Сталь*, № 2, 2015, С. 18-21.

22. Бирюков, А. Б. Совершенствование теплотехнических параметров систем производства непрерывнолитой заготовки и ее тепловой обработки /А.Б. Бирюков. – Донецк: Изд-во «Ноулидж» (Донецкое отделение), 2013.– 471 с.

23. Бирюков, А.Б. Совершенствование технологических и конструктивных параметров высокоскоростной разливки стали на сортовых МНЛЗ. Автореферат диссертации на соискание учёной степени кандидата технических наук по спец. 05.16.02 – *Металлургия чёрных металлов*. ДонНТУ, Донецк 2005. 20 с.

24. Бирюков, А. Б. Современные подходы к диагностике процессов тепловой обработки металла в печах / А. Б. Бирюков, С. М. Сафьянц, А. А. Иванова, Е. Н. Андриенко // "Бюллетень научно-технической и экономической информации "Черная металлургия". 2015. № 1(1381). С. 50-55.

25. Бирюков, А. Б. Современные подходы к диагностике теплотехнических параметров работы литейно-прокатных агрегатов на участке МНЛЗ – нагревательное устройство / А.Б. Бирюков, А.А. Иванова // Труды XX Международной научно-практической конференции «МЕТАЛЛУРГИЯ: ТЕХНОЛОГИИ, ИННОВАЦИИ, КАЧЕСТВО» «МЕТАЛЛУРГИЯ - 2017» Россия, г. Новокузнецк, СибГИУ, 15-16 ноября 2017 г. С. 348-352.

26. Бирюков, А. Б. Современные подходы к математическому моделированию теплотехнических процессов в литейно-прокатных модулях на участке МНЛЗ – нагревательное устройство / А. Б. Бирюков, А. А. Иванова // "Бюллетень научно-технической и экономической информации "Черная металлургия". 2015. Вып.7 (1387). С. 50-55.

27. Бирюков, А. Б. Современные подходы к эффективному управлению теплотехническими процессами в зоне вторичного охлаждения МНЛЗ / А. Б. Бирюков, А. А. Иванова // "Бюллетень научно-технической и экономической информации "Черная металлургия". 2015. №3(1383). С. 46-52.

28. Бирюков, А. Б. Сравнительный анализ использования пламенных печей и индукционных подогревателей для тепловой обработки металла в литейно-прокатных агрегатах / А. Б. Бирюков, А. А. Иванова // "Бюллетень научно-технической и экономической информации "Черная металлургия". 2015. Вып.12 (1392). С. 40-46.

29. Бирюков, А. Б. Эффективное управление зоной вторичного охлаждения высокоскоростных сортов МНЛЗ / А. Б. Бирюков, В. В. Кравцов, И. П. Олексюк, Н. А. Остапенко // Металл и литье Украины, 7 '2010, С. 21-23.

30. Борисов В.Т. Теория двухфазной зоны металлического слитка / В.Т. Борисов – М.: Металлургия, 1987. – 224 с.

31. Борисов, В. Т. Двухфазная зона в нестационарном режиме кристаллизации / В.Т. Борисов // Докл. АН СССР. 1962. Т. 143(3). С. 581–583.

32. Бородин, А. И. Моделирование температурного поля непрерывнолитого слитка с определением положения границы фазового перехода / А. И. Бородин, А. А. Иванова // Инженерно-физический журнал. 2014, Т. 87, № 2. С. 492-497.

33. Бородин, А. И. Моделирование теплопереноса в однородной среде при наличии фазового перехода / А. И. Бородин // Инженерно-физический журнал. - 2012. - Т. 85, № 2. - С. 407-412 : 5 рис. - Библиогр.: с. 412 (3 рис.) . - ISSN 0021-0285.

34. Бородин А.И. Теплоперенос в однородной среде при наличии фазового перехода / А. И. Бородин // Вестник ТГАСУ. 2011. №2. С. 104-112.

35. [Бр04]Бровман, М. О перспективах развития непрерывного литья металлов / М. Бровман // НМ-оборудование. –2004.– № 5.– С. 49-56.

36. Будаков, Б.М. Разностный метод решения некоторых краевых задач типа Стефана / Б.М. Будаков, Ф.П. Васильев, А.Б. Успенский // Числ. методы в газовой динамике. М.: Изд-во МГУ, 1965. Вып. 4.

37. Буланов, Л.В. Сравнение существующих концепций вторичного охлаждения непрерывнолитых заготовок на традиционных слабовых МНЛЗ / Л.В. Буланов, Н.А. Юровский, В.В. Бусыгин [и др.] // Бюллетень «Черная металлургия». –2012. –№3. – С. 40-50.

38. Вабищевич, П.Н. Численные методы решения задач со свободной границей / П.Н. Вабищевич. – М.: МГУ, 1987. 165 с.

39. Васильев, Ф.П. О методе конечных разностей для решения однофазной задачи Стефана / Ф.П. Васильев – Ж-л Вычислительной математики и математической физики. Т. 3, № 5, 1963, С. 861 – 873.

40. Васильев, Ф.П. Об одном варианте метода прямых для решения задач типа Стефана / Ф.П. Васильев // Сб. «Вычислительные методы и программирование», Вып. VIII, Изд-во Московского университета, 1967. С. 33-39.

41. Вейник, А.И. Теория затвердевания отливки Текст. / А.И. Вейник. М.: Машгиз .- 1960. - 435 с.

42. Веремей, Е.И. Введение в задачи управления на основе предсказаний / Е.И. Веремей, В.В. Еремеев – [Электронный ресурс] <http://matlab.exponenta.ru/modelpredict/book1/0.php>.

43. Власова Е.Г. Приближенные методы математической физики / Е.Г. Власова, В.С. Зарубин, Г.Н. Кувыркин – М.: Изд-во МГТУ им. Баумана, 2001. – 196 с.
44. Галеев, Э.М. Оптимизация: теория, примеры, задачи / Э.М. Галеев, В.М. Тихомиров – М.: Эдиториал УРСС, 2000. – 320 с.
45. Галенко, П.К. Температура на границе двухфазной зоны при кристаллизации переохлажденного бинарного расплава. / П. К. Галенко, Д. Е. Тёмкин.// Вестник Удмуртского университета, Вып.1, 2008, С. 57-66.
46. Геращенко О.А. «Основы теплотехники» - Киев: «Наукова думка», 1971.
47. Гильзы и сборные кристаллизаторы МНЛЗ. Режим доступа: stellite-parts.ru>rus/mould_tubes.php ENCE GmbH.
48. Гинкул, С.И. Математическое моделирование работы печей с шагающими балками / С. И. Гинкул, А. Б. Бирюков, А. А. Иванова, П. А. Гнитиев // Вестник ДонНТУ №1(11)'2018. С. 48-52.
49. Гинкул, С. И. Прогнозная математическая модель процесса нагрева металла в печах с шагающими балками / С. И. Гинкул, А. Б. Бирюков, А. А. Иванова, П. А. Гнитиев // Metallurg. 2018. № 1. С. 24-28.
50. Гуляев, А.П. Металловедение / А.П. Гуляев – М.: Metallurgiya, 1978. - 647 с.
51. Гуляев, Б.Б. Затвердевание и неоднородность слитка спокойной стали / Б.Б. Гуляев // Стальной слиток: сборник трудов первой всесоюзной научно-технической сессии по стальному слитку. – М.: Metallurgizdat, 1952. – С. 21-39.
52. Гуляев, Б.Б. Литейные процессы / Б.Б. Гуляев. – М. : Mashgiz, 1960. – 416 с.
53. Демиденко Л.Л., Демиденко Ю.А. Результаты моделирования охлаждения непрерывнолитого слитка с использованием зоны теплоизоляции для применения прямой прокатки. Известия Челябинского научного центра, вып. 2 (15), 2002, С. 44-46.

54. Дождиков, В.И. Экспериментальное исследование теплопередачи в кристаллизаторе вертикальной МНЛЗ / В.И. Дождиков, В.А. Хохлов // Сб. "Непрерывное литье стали", N 7, 1981. С. 83-85.
55. Дончев, А. Системы оптимального управления: возмущения, приближения и анализ чувствительности / А. Дончев – М.: Мир, 1987. 156 с.
56. Дюдкин, Д. А. Влияние переходных режимов непрерывной разливки на качество заготовки / Д.А. Дюдкин, В. В. Белоусов, А. Я. Бабанин, О. Б. Исаев, В. Ф. Комаров, В. В. Кислица // «СТАЛЬ» №9/2008, С. 20-23.
57. Дюдкин, Д.А. Качество непрерывнолитой стальной заготовки / Д.А. Дюдкин. – К.: Техніка, 1988. – 253 с.
58. Емельянов, В. А. Тепловая работа машин непрерывного литья заготовок: учебн. пособие для вузов / В. А. Емельянов. – М.: Metallurgy, 1988. – 143 с.
59. Ефимов, В.А. Разливка и кристаллизация стали / В.А. Ефимов. – М.: Metallurgy, 1976. 552 с.
60. Журавлёв В. А. О макроскопической теории кристаллизации сплавов / В.А. Журавлев // Изв. АН СССР: Металлы. 1975. №5 С. 93–99.
61. Журавлев, В.А. Теплофизика формирования непрерывного слитка / В.А. Журавлёв, Е.М. Китаев. – М.: Metallurgy, 1974. 216 с.
62. Елистратова, Ю.В. Анализ теплового расчета теплообменных устройств с учетом коэффициента теплопередачи и уравнения теплового баланса / Ю.В. Елистратова, А.С. Семиненко // Вестник Белгородского государственного технологического университета им. В.Г. Шухова. 2016. № 11. С. 108-113.
63. Иванова, А. А. 3-D математическая модель температурного поля непрерывного слитка / А. А. Иванова // Труды ИПММ НАН Украины. – 2011. – Т. 23. – С. 100-109.
64. Иванова, А.А. Динамика температурных градиентов непрерывнолитого слитка / А. А. Иванова // Metallurgical processes and equipment. 2009. – № 2 (16). С. 7–12.

65. Иванова, А. А. Изменение формы жидкой лунки при варьировании параметров непрерывной разливки стали / А. А. Иванова // *Металлург*. 2015. № 4. С. 36-40.

66. Иванова, А. А. Критерии качества температурного поля непрерывного слитка / А. А. Иванова // *Металлург* – 2011. – № 10. – С. 47-53.

67. Иванова, А. А. Математическое моделирование положения двухфазной зоны в непрерывнолитом слитке / А. А. Иванова, А. Н. Курганский. // XV Минский международный форум по тепломассообмену, Минск, 23-26 мая 2016, С. 331-334.

68. Иванова, А. А. Математическая модель для расчета конструктивных параметров форсуночного охлаждения непрерывного слитка / А. А. Иванова // Сборник тезисов XIV Международной научно-технической конференции «Моделирование, идентификация, синтез систем управления» – Москва – Донецк, 11 – 18 сентября 2011г. – С. 149-151.

69. Иванова, А. А. Математическая модель процесса затвердевания непрерывного слитка в зоне вторичного охлаждения / А. А. Иванова // Труды ИПММ НАН Украины. – Вып.12. – Донецк, ИПММ. – 2006. – С.76-84.

70. Иванова, А. А. Метод наименьших квадратов в задаче идентификации параметров внешнего теплообмена зоны вторичного охлаждения МНЛЗ / А. А. Иванова // Материалы международной научной конференции “Интеллектуальные системы принятия решений и проблемы вычислительного интеллекта (ISDMCI '2011)”, 16-20 мая 2011 года, г. Евпатория, С. 73-76.

71. Иванова, А. А. Метод наименьших квадратов в решении внутренней обратной задачи теплопроводности / А. А. Иванова // Сборник тезисов Международной научной конференции «Современная информатика: проблемы, достижения, и перспективы развития», посвященной 90-летию академика В.М. Глушкова. (Киев, 12-13 сентября 2013 г.)

72. Иванова, А. А. Методика расчета оптимальных параметров форсуночного охлаждения непрерывнолитого сляба / А. А. Иванова, В. А. Капитанов, А. В. Куклев // *Металлург* – 2012. – № 3. – С. 45-49.

73. Иванова, А. А. Моделирование процесса кристаллизации, идентификация параметров внешнего теплообмена и управление расходами воды в зоне вторичного охлаждения МНЛЗ / А. А. Иванова // Вісник Донбаської державної машинобудівної академії №1(18), 2010. – С. 127-131.

74. Иванова, А. А. Моделирование температурного поля непрерывного слитка для различных параметров форсуночного охлаждения / А. А. Иванова // Сборник научных трудов конференции «Инновационные технологии внепечной металлургии чугуна и стали» (Донецк, 25 – 26 октября 2011). С. 249-254.

75. Иванова, А. А. Оперативная настройка параметров теплоотдачи математической модели температурного поля непрерывнолитой заготовки / А. А. Иванова // Сборник тезисов XV Международной научно-технической конференции «Моделирование, идентификация, синтез систем управления» – Москва – Донецк, 09 – 16 сентября 2012г. – С. 153-154

76. Иванова, А. А. Прогнозное управление охлаждением непрерывного слитка / А. А. Иванова // Международная научная конференция «Современные проблемы математики и её приложения в естественных науках и информационных технологиях» (ХАРЬКОВ, 17-22 апреля 2011 г). С. 223 – 224.

77. Иванова, А.А. Прогнозное управление расходом воды в зоне вторичного охлаждения МНЛЗ / А. А. Иванова // Металлург – 2013. – № 7. – С. 34-39.

78. Иванова, А.А. Система автоматического управления режимами охлаждения металла машины непрерывного литья заготовок. Диссертация на соискание ученой степени кандидата технических наук по специальности 05.13.07 - Автоматизация процессов управления. ГВУЗ «Донецкий национальный технический университет», – 2010, – 232 с.

79. Иванова, А. А. Структура управляющих воздействий и методы управления охлаждением непрерывного слитка / А. А. Иванова // Сборник тезисов Тринадцатой Международной научно-технической конференции «Моделирование, идентификация, синтез систем управления» – Москва – Донецк, 12 – 19 сентября 2010г. – С. 140-141.

80. Иванцов Г.П. Диффузионное переохлаждение при кристаллизации бинарного сплава / Г.П. Иванцов // ДАН СССР, 1951. - Т. 81, N 2.- С. 179-182.

81. Иванцов, Г.П. Температурное поле вокруг шарообразного, цилиндрического и иглообразного кристалла, растущего в переохлажденном расплаве / Г.П. Иванцов // Доклады АН СССР, 1947. Т. 58. № 4. С. 567-570.

82. Исаченко В.П. Теплопередача // В.П. Исаченко, В.А. Осипова, А.С. Сукомел – М.: Энергоиздат, 1981. – 416 с.

83. Исаченко Н.С., Кушнырев Г.В. «Струйное охлаждение поверхностей» - М.:Энергоатомиздат,1974.

84. Кабишов, С.М. Формирование наружного слоя мелких разориентированных дендритов при непрерывной разливке заготовок / С.М. Кабишов, И. А. Трусова, П. Э. Ратников // Весці Нацыянальнай Акадэміі Навук Беларусі № 2 2016, стр. 5-10.

85. Кабишов, С.М. Методы управления кристаллизацией стали при непрерывной разливке и перспективы их развития / С. М. Кабишов, И. А. Трусова, Г.А. Румянцева, А. А. Сильченко // Металлургия : республиканский межведомственный сборник научных трудов. – Минск : БНТУ, 2017. – Вып. 38. - С. 51-62.

86. Калягин, Ю.А. Исследование систем охлаждения кристаллизаторов слабовых машин непрерывного литья заготовок методом математического моделирования / Ю.А. Калягин, С.В. Сорокин, С.В. Лукин // Вестник ЧГУ. Череповец: ЧГУ, 2002. - № 1. - С. 55-59.

87. Калягин, Ю.А. Методика расчета тепловых процессов в рабочей стенке кристаллизатора МНЛЗ Текст. / Ю.А. Калягин, Н.И. Шестаков, О.В. Манько // Вестник ЧГУ. Череповец: ЧГУ, 2003. - № 2. - С. 55-59.

88. Калягин, Ю.А. Совершенствование теплового режима кристаллизатора МНЛЗ Текст. / Ю.А. Калягин // Технология тепловых процессов прокатки: межвузовский сб. Л.: СЗПИ, 1985.-С. 69-70.

89. Калягин, Ю.А. Тепловые процессы в зоне вторичного охлаждения машины непрерывного литья заготовок Текст. / Ю.А. Калягин, С.В. Лукин, Н.А. Бормосов. Череповец: ЧГУ, 2005.-168 с.
90. Калягин, Ю. А. Тепловые процессы в кристаллизаторе машины непрерывного литья заготовок / Ю. А. Калягин, С. В. Сорокин, Н. И. Шестаков. - Череповец: ЧТУ, 2004. - 293 с.
91. Карножицкий, В.Н. Определение параметров твердо-жидкой зоны непрерывного слитка / В.Н. Карножицкий, Р.И. Шаванова // Математические методы в исследовании процессов специальной электрометаллургии. под ред. Б.Е. Патона. Киев: Наукова Думка, 1976. – С.169-175.
92. Кац, А.М. Теплофизические основы непрерывного литья слитков цветных металлов и сплавов / А.М. Кац, Е.Г. Шадек – М.: Metallurgy, 1983. – 207 с.
93. Киселева М.Ю., Смагин В.И. Управление с прогнозирующей моделью с учетом запаздывания по управлению // Вест. Томского гос. ун-та. Управление, вычислительная техника и информатика. № 2 (11). 2010. С. 5–12.
94. Коздоба, Л.А. Методы решения нелинейных задач теплопроводности / Л. А. Коздоба // М.: Наука, 1975. - 230 с.
95. Коздоба, Л.А. Методы решения обратных задач теплопереноса / Л.А. Коздоба, П.Г. Круковский – Киев: Наукова думка, 1982, – 360с.
96. Козлов Ю.С. Материаловедение. – М.: «Агар», Санкт-Петербург, «Лань», 1999.
97. Краевые задачи теории теплопроводности. Киев, 1975. – 290 с.
98. Кристаллизатор г. Москва НПП "ТЕХНОАП". Автоматические системы "интеллектуального кристаллизатора". Режим доступа: <http://www.technoap.ru/>
99. Кузнецов, В.А. Математические модели тепломассопереноса в высокотемпературных установках. Кузнецов В.А., Трубаев П.А. Белгород, 2017. 217 с.

100. Куклев, А. В. Модернизация системы вторичного охлаждения слабовой МНЛЗ ОАО «Уральская сталь» / А.В. Куклев, В.В. Тиняков, А.М. Лонгинов [и др.] // *Металлург.* –2011. – №2. – С. 39-41.
101. Куритнык, Н. П. Материалы высокотемпературной термометрии / Н. П. Куритнык, Г. С.Бурханов, Б.Н. Стадник.– М.: *Металлургия*, 1986. – 208 с.
102. Кутателадзе, С.С. Теплопередача и гидродинамическое сопротивление: Справочное пособие / С.С. Кутателадзе. —М.: *Энергоатомиздат*, 1990. 367 с.
103. Лисиенко, В. Г. Теплотехнические основы технологии и конструирования машин непрерывного литья заготовок / В.Г. Лисиенко, Ю.А. Самойлович. *Издательство Красноярского университета: Красноярск*, 1986. 120 с.
104. Лисиенко, В. Г. Теплофизика металлургических процессов / В. Г. Лисиенко, В. И. Лобанов, Б. И. Китаев – М.: *Металлургия*, 1982. –239 с.
105. Логунова, О. С. Исследование качественных зависимостей образования внутренних дефектов и теплового состояния непрерывнолитой заготовки / О. С. Логунова // *Сталь*. 2008. № 10. С. 60-63.
106. Логунова О.С. Программное обеспечение для синтеза и анализа проектных решений по схеме расположения форсунок в машине непрерывного литья заготовок / О.С. Логунова, Д.С. Сафонов // *Программные продукты и системы*. 2015. № 3 (111). С. 180-186.
107. Лукин, С.В. Совершенствование теплообмена при охлаждении металла в машинах непрерывного литья заготовок / С. В. Лукин // *Автореф. дис. ... д-ра техн. наук*. Иваново, 2013.
108. Лукин, С.В. Способ определения зависимости коэффициента теплоотдачи от удельного расхода охладителя в зоне вторичного охлаждения МНЛЗ Текст. / С.В. Лукин, А.Р. Мусин // *Вестник ЧГУ. Череповец: ЧГУ*, 2004. - № 2. - С. 29-32.
109. Лукин, С.В. Тепловые потоки в рабочей стенке кристаллизатора машин непрерывного литья заготовок при стационарных и нестационарных режимах разливки Текст. / С.В. Лукин, Ю.А. Калягин, Н.И. Шестаков // *Вестник ЧГУ. Череповец: ЧГУ*, 2002. -№ 1. - С. 53-55.

110. Лукин, С.В. Управление охлаждением металла на слябовых машинах непрерывного литья заготовок Текст. / С.В. Лукин, Д.И. Габелая, Ю.А. Калягин // Северсталь пути к совершенствованию: Материалы науч.-техн. конф. - Череповец. - 2003. - С. 27-28.
111. Лукьянов В.С. Технические расчеты на гидравлических приборах Лукьянова. — М.: Тренсжелдориздат, 1937. — 28с.
112. Льюнг Л. Идентификация систем. Теория для пользователя / Л. Льюнг — М.: Наука. Гл. ред. физ.-мат. лит., 1991. — 432с.
113. Любов, Б.Я. Теория кристаллизации в больших объемах / Б.Я. Любов. — М.: Наука, 1975. 256 с.
114. Мазур И.П. Тепловые процессы в производстве листового проката / И.П. Мазур. — М.: ОАО «Черметинформация», 2002. — 103 с.
115. Марчук Г.И. Методы вычислительной математики / Г.И. Марчук — М.: Наука, 1980. — 535 с.
116. Мастрюков, Б.С. Теплотехнические расчеты промышленных печей / Б.С. Мастрюков — М.: «Металлургия», 1972. — 368 с.
117. Мастрюков, Б.С., Сборщиков Г.С. Теплофизика металлургических процессов / Б.С. Мастрюков, Г.С. Сборщиков -М.:Металлургия,1993.
118. Мацевитый Ю.М. Идентификация переменных во времени коэффициентов теплоотдачи путём решения нелинейной обратной задачи теплопроводности / Ю.М. Мацевитый, В.А. Маляренко, А.В. Мултановский //ИФЖ Т.35, № 3, 1978, — с. 505-509.
119. Мацевитый, Ю.М. Обратные задачи теплопроводности / Ю.М. Мацевитый — Т.1. Методология. — Киев: Наукова думка, 2002. — 408 с.
120. Мацевитый, Ю.М. Обратные задачи теплопроводности / Ю.М. Мацевитый — Т.2. Приложения. — Киев: Наукова думка, 2003. — 392 с.
121. Мейрманов, А.М. Задача Стефана / А.М. Мейрманов — Новосибирск: Наука. Сиб. отделение, 1986. — 238 с.
122. Минаев, А.А. Совмещенные металлургические процессы / А.А. Минаев. — Донецк: Унитех, 2008. — 552 с.

123. Минтус, А.Н. Целесообразность динамического управления зоной вторичного охлаждения / А. Н. Минтус, В. Ю. Мариничев, А. Ю. Цупрун, Д. А. Денисенко // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: електротехніка і енергетика. Випуск 7(128) - Донецьк, ДонНТУ, 2007. С.91-94.

124. Мищенко, И.О. Моделирование и оптимизация температурного поля непрерывнолитого слитка / И.О. Мищенко, А.В. Дуб, Е.В. Макарычева [и др.] // Известия Вузов ЧМ. –2007. –№3. – С. 15-21.

125. Недопекин, Ф.В. Математическое моделирование гидродинамики и тепломассопереноса в слитках / Ф.В. Недопекин - Ижевск, изд-во Удмуртский ун-т., 1995. - 236 с.

126. Недопекин, Ф.В. Влияние газового зазора на процессы происходящие в затвердевающем расплаве / Ф.В. Недопекин, В.В. Белоусов // Изв. ВУЗов. Черная металлургия, 1986, N 7, С. 157-158.

127. Недопекин, Ф.В., Белоусов, Математическая модель определения оптимальной высоты кристаллизатора в установке непрерывной разливки стали / Ф.В. Недопекин, В.В. Белоусов, В.В. Бодряга, В.И. Бондаренко, А.Т. Степанов // Вестник Череповецкого государственного университета, 2017, №1, С. 72-79.

128. Недопекин, Ф.В. Моделирование гидродинамических и тепломассобменных процессов в металлургических технологиях / Ф.В. Недопекин, В.В. Белоусов // Вестник Удмуртского университета. – Физика. Химия. – 2008. – Вып.1. – С. 189-199.

129. Недопекин, Ф.В. Численное моделирование распределения примеси в затвердевающем слитке / Ф.В. Недопекин, В.В. Белоусов // Изв.ВУЗов Черная металлургия, N 11, 1986, С. 152-153.

130. Никитенко, Н.И. Исследование нестационарных процессов тепло- и массопереноса методом сеток / Н.И. Никитенко - К.: Наукова думка, 1971, - 226 с.

131. Никитенко Н.И. Сопряженные и обратные задачи тепло – массопереноса / Н.И. Никитенко - К.: Наукова думка, 1988, - 240 с.

132. Нисковских, В.М. Машины непрерывного литья слябовых заготовок / В.М. Нисковских, С.Е. Карлинский, А.Д. Беренов – М.: Metallurgiya, 1991, 279 с.
133. Няшина, Н.Д. Анализ устойчивости ячеистого фронта кристаллизации и формирование структуры затвердевающего расплава / Н.Д. Няшина, П.В. Трусов // Математическое моделирование систем и процессов: Сб. науч. тр. / Перм. гос. техн. ун-т, Пермь, 1998. № 6. С. 66-74.
134. Огурцов, А. П. Прямая оптимизация теплофизических процессов / А. П. Огурцов, Ф. В. Недопекин, В. К. Толстых, Н. А. Володин – Донецк: Юго-Восток, 1997. - 150 с.
135. Оптимизация режимов затвердевания непрерывного слитка / В. А. Берзинь, В. Н. Жевлаков, Я. Я. Клявинь и др. – Рига : Зинатне, 1977. – 148 с.
136. Патент Измерение температуры в кристаллизаторе оптоволоконным способом измерения (RU 2466822): Авторы патента: Лифтухт Дирк (DE) Арцбергер Маттиас (DE) В 22D11/18 20.11.2012
137. Петухов, И.В. Численный расчет двумерных течений в пограничном слое / И.В. Петухов // Численные методы решения дифференциальных и интегральных уравнений и квадратурные формулы. М.: Наука, 1964.
138. Позняк, А.А. Теоретическое и экспериментальное исследование влияния параметров литья на растрескивание непрерывнолитого слитка / А.А. Позняк, В.А. Берзинь, А.М. Кац [и др.] // Изв. АН ЛатвССР, Сер. физ.и техн. наук. –1981. –№1. –С. 72-79.
139. Повитухин, С. А. Математическое моделирование процесса охлаждения слитка в кристаллизаторе машины непрерывного литья заготовок / С. А. Повитухин // Вестник ТГТУ. 2009. Т. 15, № 3. С. 672-681.
140. Повх, И.Л. Выбор границ применимости математической модели турбулентности при формировании стального слитка / И.Л. Повх, В.В. Белоусов, Ф.В. Недопекин // Инженерно-физический журнал, 1997, т.70, № 1 С. 45-49.
141. Полянин А.Д. Методы решения нелинейных уравнений математической физики и механики / А.Д. Полянин, В.Ф. Зайцев, А.И. Журов – М.: ФИЗМАТЛИТ, 2005, – 256 с.

142. Рао, С. Р. Линейные статистические методы и их применения. М.: Наука, 1968. – 548с.
143. Решения в области непрерывного литья плоских заготовок: сайт компании Siemens VAI. – 2008 [Электронный ресурс]. URL: <http://www.industry.siemens.com/datapool/industry/industrysolutions/metals/simetal/ru/Continuous-Slab-CastingSolutions-ru.pdf>
144. Розенвассер, Е. Н., Юсупов Р. М. Чувствительность систем управления / Е. Н. Розенвассер, Р. М. Юсупов – М.: Наука, 1981. – 464 с.
145. Рутес, В.С. Определение глубины жидкой фазы и фронта кристаллизации в слитке при не- прерывной разливке стали / В.С. Рутес, А.Г. Ильин // Заводская лаборатория. – 1956. – № 1. – С. 49-52.
146. Рыжков, А.А. Теоретические основы литейного производства / А.А. Рыжков – Свердловск: Машгиз, 1961. – 447с.
147. Самарский А.А. Теория разностных схем / А.А. Самарский – М.: Наука, 1977. – 656 с.
148. Самарский, А.А. Вычисленная теплопередача / А.А. Самарский, П.Н. Вабищевич – М.: Едиториал УРСС, 2003. – 784 с.
149. Самарский, А.А. Численные методы решения обратных задач математической физики / А.А. Самарский, П.Н. Вабищевич – М.: Едиториал УРСС, 2004. – 480 с.
150. Самойлович, Ю.А. Вероятностная математическая модель кристаллизации бинарного сплава при непрерывной разливке стали / Ю.А. Самойлович, В.И. Тимошпольский, С.М. Кабишов // Литье и металлургия, №2(46), 2008, С. 109-112.
151. Самойлович, Ю.А. Математическое моделирование тепловых и гидродинамических явлений процесса затвердевания непрерывного слитка Текст. / Ю.А. Самойлович, А.Н. Ясницкий, З.К. Кабаков // Известия АН СССР. Металлы. 1982. - № 2. - С. 62-68.
152. Самойлович, Ю.А. Системный анализ кристаллизации слитка. / Ю.А. Самойлович. – Киев: Наукова думка, 1983. 246 с.

153. Самойлович, Ю.А. Тепловые процессы при непрерывном литье стали / Ю.А. Самойлович, С.А. Крулевецкий, В.А. Горяинов, З.К. Кабаков. – М.: Металлургия, 1982, 152 с.
154. Сафонов, Д.С. Автоматизация проектирования конструкции секций вторичного охлаждения машины непрерывного литья заготовок /Д.С. Сафонов, О.С. Логунова // Вестник МГТУ им. Г. И. Носова. 2015. №1, С. 111-127.
155. Скребцов, А.М. Радиоактивные изотопы в сталеплавильных процессах / А.М. Скребцов – М. : Металлургия, 1972. – 304 с.
156. Скребцов, А.М. О закономерностях формирования непрерывнолитого слитка / А. М. Скребцов, А. В. Федосов, Д. В. Пащук, С.В. Ларионова // Вісник Приазовського державного технічного університету : зб. наукових праць / ПДТУ. – Маріуполь, 2012. – Вип. 24. – С. 19–25.
157. Смирнов, А.Н. Крупный слиток / А.Н. Смирнов, С.Л. Макуров, В.М. Сафонов, А.Ю. Цупрун ; ДонНТУ. - Донецк : Вебер, 2009. - 278с.
158. Смирнов, А.Н. Непрерывная разливка сортовой заготовки / А.Н. Смирнов, С.В. Куберский, А.Л. Подкорытов и др. – Донецк: Цифровая типография, 2012. – 417 с.
159. Смирнов, А.Н. Непрерывная разливка стали: Учебник /А.Н. Смирнов, С.В. Куберский, Е.В. Штепан.– Донецк: ДонНТУ, 2011.– 482 с.
160. Смирнов, А.Н. Процессы непрерывной разливки стали / А. Н. Смирнов, В. Л. Пилюшенко, А. А. Минаев и др. – Донецк : ДонНТУ, 2002. – 536 с.
161. Смирнов, А.Н. Физическое моделирование процессов развития конвективных потоков и износа металлоприемников в промежуточных ковшах многоручьевых МНЛЗ / А. Н. Смирнов, А. П. Верзилов, В. Г. Ефимова, Д. И. Гойда, Р. В. Пильгаев. Процессы литья. 2015. № 1 (109) с. 30-38.
162. Соболев, В.В. Процессы тепломассопереноса при затвердевании непрерывных слитков / В.В. Соболев, П.М. Трефилов - Красноярск: изд-во Красно-яр. ун-та, 1984.-264 с.
163. Соболев, В.В. Теплофизика затвердевания металла при непрерывном литье / В.В. Соболев, П.М. Трефилов - М.: Металлургия, 1988, - 160 с.

164. Сотникова М.В. Вопросы устойчивости движений в системах управления с прогнозирующими моделями // Вест. Воронежского гос. техн. ун-та. 2012. Т. 8. № 1. С. 72–79.
165. Столяров А.М. Распределение металла в кристаллизаторе слябовой МНЛЗ / А.М. Столяров, В.Н. Селиванов // Известия Челябинского научного центра, вып. 2 (19), 2003, С. 47-50.
166. Сэйдж Э.П., Мелса Дж. Л. Идентификация систем управления. М.: Наука, 1974, 248с.
167. Теория непрерывной разливки / В.С. Рутес, В.И. Аскольдов, Д.П. Евтеев и др. – М.: Металлургия, 1971. – 296 с.
168. Тейлор Дж.З. Введение в теорию ошибок. М.: Мир. 1985.
169. Тимошпольский, В.И. Прикладные задачи металлургической физики / В.И. Тимошпольский, Н.М. Беляев, А.А. Рядно и др. – Мн.: Навука і тэхніка, 1991.
170. Тихонов А.Н. Методы решения некорректных задач / А.Н. Тихонов, В.Я. Арсенин – М.: Наука, 1974, –224 с.
171. Тихонов, А.Н. Уравнения математической физики / А.Н. Тихонов, А.А. Самарский – М.: Наука, 1972. – 736 с.
172. Ткаченко, В.Н. Анализ температурных полей криволинейной МНЛЗ на основе математического моделирования / В.Н. Ткаченко, А.А. Иванова // Матеріали 3-ї міжнародної науково-практичної конференції “Прогресивні технології у металургії сталі: XXI сторіччя”. Донецьк: ДонНТУ. – 2007. – с. 242-249.
173. Ткаченко, В.Н. Имитационное моделирование процесса управления вторичным охлаждением машины непрерывного литья заготовок / В. Н. Ткаченко, А. А. Иванова // Тези доповідей П'ятої науково-практичної конференції з міжнародною участю «Математичне та імітаційне моделювання систем МОДС'2010» – Київ, 21 – 25 червня 2010 – С. 157-159.
174. Ткаченко, В.Н. Математическое моделирование, идентификация и управление технологическими процессами тепловой обработки материалов / В.Н.

Ткаченко // Т.13. – Сер. «Задачи и методы: математика, механика, кибернетика». – Киев: Наукова думка, 2008. – 244 с.

175. Ткаченко, В.Н. Метод наименьших квадратов для задачи идентификации параметров внешнего теплообмена процесса непрерывной разливки стали / В. Н. Ткаченко, А. А. Иванова // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – №1(119) – 2008. – С.167-173.

176. Ткаченко, В.Н. Методы и алгоритмы идентификации параметров внешнего теплообмена процессов тепломассопереноса[Текст] / В.Н. Ткаченко, А.А. Иванова, О.В. Шуба // Известия Саратовского университета. 2008. Т.8. Сер. Математика. Механика. Информатика, вып. 1. – Саратов: СГУ. – С. 58 – 64.

177. Ткаченко, В. Н. Моделирование и анализ теплового поля непрерывного слитка криволинейной машины непрерывного литья заготовок / В. Н. Ткаченко, А. А. Иванова // Электронное моделирование. 2008. Т. 30, № 3. С. 87-103.

178. Ткаченко В.Н. Моделирование тепловых процессов в автоматизированных системах обработки информации. //Вісник Донецького національного університету, Серія А. Природничі науки. 2002, №2, с. 379-383.

179. Ткаченко, В. Н. Параметрическая идентификация, анализ и синтез систем управления технологическими процессами / В. Н. Ткаченко, А. А. Иванова, А. Л. Красников, А. В. Ткаченко, Н. Н. Чернышев. – Славянск: Изд-во ИПММ НАНУ, 2016. – 525с. ISBN 978-966-02-7687-1.

180. Толстых В.К. Идентифицируемость систем с распределенными параметрами / В.К. Толстых // Автоматика и телемеханика. – 1986, № 10, С. 49-56.

181. Толстых, В.К. О выборе критерия качества идентификации распределенных систем / В.К. Толстых // Автоматика и телемеханика. – 1990. – № 11. – С.187-189.

182. Толстых, В.К. О применении градиентного метода к задачам оптимизации систем с распределенными параметрами / В.К. Толстых // Журн. вычисл. матем. и матем. Физики. – 1986. – № 1. – С. 137-140.

183. Толстых, В.К. Прямой экстремальный подход для оптимизации систем с распределенными параметрами / В. К. Толстых. - Донецк: Юго-Восток, 1997. - 178 с.
184. Томилин, Е.М. Методология определения температурного состояния проходных печей / Е.М. Томилин, Н.И. Чичикало. – Донецк: Ноулидж (донецкое отделение), 2011. – 222 с.
185. Томович, Р. Общая теория чувствительности / Р. Томович, М. Вукобратович – М.: Советское радио, 1972. 240 с.
186. Тутарова, В.Д. Сравнительный анализ методов прогнозирования толщины затвердевшей корки непрерывнолитого слитка в кристаллизаторе / В.Д. Тутарова, А.Н. Калитаев// Известия Челябинского научного центра, вып. 4, (30), 2005, С. 87-91.
187. Федосов, А.В. Влияние расположения форсунок ЗВО МНЛЗ на условия неравномерного охлаждения непрерывнолитых слабов / А.В. Федосов // Вісник Приазовського державного технічного університету, Вип.26, 2013, С. 34-40.
188. Федосов А.В. Математическая модель расчета условий охлаждения поверхности непрерывнолитых заготовок в ЗВО МНЛЗ / А.В. Федосов, Е.А. Казачков, В.И. Бурлаков // Математичне моделювання. – 2012. – №2(27). – С. 31-35.
189. Федосов, А.В. Определение локальных коэффициентов теплоотдачи от поверхности слабовой заготовки МНЛЗ в зоне вторичного охлаждения / А.В. Федосов, Е.А. Казачков // Вісник Приазовського державного технічного університету, Вип.18, 2008, С. 44-49.
190. Федосов А. В. Расчет граничных условий в зоне вторичного охлаждения криволинейной МНЛЗ с учетом экранирующего действия системы поддерживающих роликов / А. В. Федосов, Е. А. Казачков // Вісник Приазовського державного технічного університету. Сер. : Технічні науки. - 2010. - Вип. 21. - С. 36-40.

191. Флемингс, М. Процессы затвердевания / М. Флемингс – М.: Мир. 1977. 424 с.
192. Хворинов, Н.И. Кристаллизация и неоднородность стали / Н.И. Хворинов. – М. : ГНТИМЛ, 1958. – 392 с.
193. Холлидей, И.М. Основные вопросы непрерывной разливки / И.М. Холлидей // Проблемы непрерывной разливки стали. – М.: Металлургия, 1967. – С. 9–19.
194. Цаплин, А. И. Теплофизика внешних воздействий при кристаллизации стальных слитков на машинах непрерывного литья / А.И. Цаплин – Екатеринбург: Изд-во УрО РАН, 1995. 238 с.
195. Цой, П. В. Методы расчета задач тепломассопереноса / П. В. Цой. – М. : Энергоатомиздат, 1984. – 416 с.
196. Чалмерс, Б. Теория затвердевания / Б. Чалмерс – М.: Металлургиздат, 1968. – 228 с.
197. Чичкарев, Е.А. Исследование и оптимизация режимов вторичного охлаждения при непрерывном литье слябовых заготовок / Е.А. Чичкарев, А.И. Троцан, Н.В. Назаренко, О.Б. Исаев, В.В. Кислица // Мат. мод. №2 (19), 2008, С. 26-30.
198. Шапиро, А.В. Влияние конструктивных и технологических параметров МНЛЗ на качество непрерывнолитых круглых заготовок / А.В. Шапиро, В.Б. Ганкин, А.С. Смоляков, И.Н. Шифрин, Б.А. Сивак, В.Л. Данилов, С.В. Зарубин, Е.Б. Анисимов, А.Г. Ляльков, В.В. Масный // Оборудование, Март 2007, С. 62-69.
199. Шестаков, Н.И. Управление охлаждением сляба на машинах непрерывного литья заготовок Текст. / Н.И. Шестаков, Ю.А. Калягин, С.В. Лукин // Неделя металлов: Материалы 1-й Междунар. Недели металлов, г. Москва, 3-5 июля 2003 г. М., 2003. - С. 48.
200. Шичков А.Н. Инженерное решение задачи затвердевания слитка в слябовых машинах непрерывного литья заготовок / А.Н. Шичков, Е.Н. Быкасова, Н.Г. Баширов, В.В. Ключай, Л.Г. Быстров //ИФЖ, 1995, Т.68, № 2, С. 312 – 318.

201. Шмрга Л. Затвердевание и кристаллизация стальных слитков / Л. Шмрга – М.: «Металлургия», 1985. – 248с.
202. Шубина, М. В. Математическое моделирование процесса формирования отливки с учетом фазовых превращений и диффузионных явлений / М. В. Шубина, К. Н. Вдовин, Д. Х. Девятов, Р. Х. Гималетдинов // ТиТМП. 2011. №11. С. 202-208.
203. Alexandrova, I.V., Alexandrov, D.V., Aseev, D.L. & Bulitcheva, S.V. (2009). Mushy Layer Formation during Solidification of Binary Alloys from a Cooled Wall: the Role of Boundary Conditions. *Acta Physica Polonica A*. 115, 6-9.
204. ANSYS Solutions. Русская редакция» Инженерно-технический журнал/ Осень 2007.– 120 с.
205. Argyropoulos, S.A. Measuring velocity in high-temperature liquid metals: a review, *Scandin. J. Metallurgy* 30 (2001) 273.
206. Bakhanovich S.V., Borukhov V.T., Timoshpol'skii V.I. et al. Computational analysis of the regimes of solidification and cooling of a continuous casting with a circular cross section // *J. of Engineering Physics and Thermalphysics*. 2007. Vol. 80, No. 2. P. 213-219.
207. Belousov, V. Assessing the impact of the turbulence and the bubbling in the process of continuous refinement of steels in the bath of the tundish ladle CCM / V. Belousov, A. Babanin, A. Gonchar, V. Komarov // *Study of problems in modern science new technologies in engineering. Monograph*. - ISBN 978-617-7094-42-4/ - Bydgoszcz – 2015/ - 753 p.
208. Bending L., Raudensky M., Horsky J. Heat Transfer of Twin Fluid Nozzles for Continuous Casting at different Test Conditions // *13th International Conference of Liquid Atomisation and Spray Systems*, July 9-11, 1997, Florence. – Florence: ILASS, 1998. – P. 230-244.
209. Billia, B., Gandin, Ch.A., Zimmerman, G., Browne, D.J, & Dupouy, M. (2005). Columnar – Equiaxed Transition in Solidification Processing. *Microgravity Science and Technology*, 16, 290-298.

210. Birukov A.B. Billet CC's mould heat engineering parameters monitoring system / A.B. Birukov // Metallurgical and mining industry. – 2014. – №1. – P. 44-48.
211. Biryukov, A. B., Ivanova, A. A. Method of Determining an Efficient Rate for the Secondary Cooling of a Continuous-Cast Slab. Metallurgist, Vol. 58, Nos. 11–12, March, 2015, p. 967-972.
212. Boettinger W. J., Coriell S. R., Greer A. L., Karma A., Kurz W., Rappaz M., Trivedi R. Solidification microstructures: recent developments, future directions // Acta mater., - 2000, - Vol. 48, - P. 43-80.
213. Bogdan, F. Preliminary Numerical Experiments in Multiobjective Optimization of a Metallurgical Production Process / F. Bogdan, T. Tea, S. Jožef [etc.] // Informatica. –2007. – №3. –pp. 233–240.
214. Bogdan, O. (2010). Numerical Analysis of Casting Technology and A-Segregation Prediction in AISI 4340 Forgings Products. Industrial Soft. 1, 1-12.
215. Bondarenko, V.I., Bilousov, V.V., Nedopekin, F.V., Shalapko, J.I. The mathematical model of hydrodynamics and heat and mass transfer at formation of steel ingots and castings. Archives of Foundry Engineering, Vol.15, Issue 1/2015, pp. 13 – 16.
216. Borodin, A. I., Ivanova, A. A. Modeling of the Temperature Field of a Continuously Cast Ingot with Determination of the Position of the Phase-Transition Boundary. Journal of Engineering Physics and Thermophysics. Vol.87, No 2, March, 2014, pp. 507-512.
217. Burbelko, A., Falkus, J., Kapturkiewicz, W., Sołek, K., Drożdż, P., & Wróbel, M. (2012). Modeling of the Grain Structure Formation in the Steel Continuous Ingot by CAFE Method, Archives of Metallurgy and Materials, 57, 379-384.
218. Camacho E.F., Bordons C. Model predictive control. London: Springer-Verlag, 2004. 405 p.
219. Caroli, B., Caroli, C. & Roulet, B. (1986).The Mullins – Sekerka Instability in Directional Solidification of Thin Samples. Journal of Crystal Growth. 76, 31-49.

220. Chaudhary, R., G.-G. Lee, B.G. Thomas, and S.-H. Kim, “Transient mold fluid flow with well- and mountain- bottom nozzles in continuous casting of steel, *Metallurgical and Materials Transactions B*, 39B:6, 870-884, Dec. 2008.
221. Cholewa, M., Wróbel, T., & Tenerowicz, S. (2010). Bimetallic Layer Castings, *Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering*, 43, 385-392.
222. Comini, G., Del Guidice, S., Lewis, R.W., and Zienkiewicz, O.C., 1974, "Finite Element Solution of Non-linear Heat Conduction Problems With Special Reference to Phase Change," *Int. J. Num. Meth. Engr.*, Vol.8, pp. 613-624.
223. Cukierski, K., and B. G. Thomas, “Flow Control with Local Electromagnetic Braking in Continuous Casting of Steel Slabs,” *Metallurgical and Materials Transactions B*, 39B:1, 94-107, Feb. 2008.
224. Dong Xu et al.: The Use of Particle Image Velocimetry in the Physical Modeling of Flow in EM or DC Casting of Aluminum: Part I. Development of the Physical Model, *Mater. Trans* 29B(1998)1281.
225. Dong Xu, W. Kinzy Jones, Jr., J.W. Evans, The Use of Particle Image Velocimetry in the Physical Modeling of Flow in Electromagnetic or Direct-Chill Casting of Aluminum: Results of the Physical Model Including Bag Geometry, Blockage and Nozzle Placement, *Met. Trans* 29B (1998) 1289.
226. Drezet, J.M. / Gremaud, M. / Rappaz, M. State-of-the-art in the modelling of aluminium and copper continuous casting processes in Continuous Casting, *International Conference on Continuous Casting of Non-Ferrous Metals*, 2005; 151-161.
227. Elfsberg J. Oscillation Mark Formation in Continuous Casting Processes. Электронный ресурс – Режим доступа www.diva-portal.org/diva/getDocument?urn_nbn_se_kth_diva-1653-2_fulltext.pdf
228. Flemings M.C. Solidification processing // *Metallurgical Transactions*, 1974. Vol. 5. №10. P. 2121-2134.
229. Frick, J.W. User benefits of modern air mist nozzle and secondary cooling system technology. www.lechlerusa.com/pdfs/frickarticle.PDF

230. Frick J. and Boyle R. New secondary cooling systems and practices. 6th European Conference on Continuous Casting 2008 - Riccione - Italy, 3-6 June 2008.
231. Gandin, Ch.A. (2000). Experimental Study of the Transition from Constrained to Unconstrained Growth during Directional Solidification. The Iron and Steel Institute of Japan-International. 40, 971-979.
232. Gandin, Ch.A. (2000). From Constrained to Unconstrained Growth during Directional Solidification. Acta Materialia. 48, 2483-2501.
233. Gandin, Ch.A., Mosbah, S., Volkman, Th. & Herlach, D.M. (2008). Experimental and Numerical Modeling of Equiaxed Solidification in Metallic Alloys. Acta Materialia. 56, 3023-3035.
234. Gandin, Ch. A., Rappaz, M., & Tintillier, R. (1994). Three Dimensional Simulation of the Grain Formation in Investment Casting. Metallurgical Transactions, 25A, 629-641.
235. Grüne L., Pannek J. Nonlinear Model Predictive Control. Theory and Algorithms. Springer-Verlag, London, 2011.
236. Gu, J.P. & Beckermann, C. (1999). Simulation of Convection and Macro-Segregation in a Large Steel Ingot. Metallurgical and Materials Transactions. 30A, 1357-1366.
237. Hashemi, H.T., and Sliepcevich, C.M., 1967, "A Numerical Method for Solving Two-Dimensional Problems of Heat Conduction With Change of Phase," Chem. Eng. Prog. Symp. Series, No.79, Vol.63, pp.34-41.
238. Hattel, J. Numerical modelling of stresses and deformations in casting processes International ADI and Simulation Conference, May 28-30, 1997
239. Hardin R.A., Liu K., Kapoor A., Beckermann C. A Transient Simulation and Dynamic Spray Cooling Control Model for Continuous Steel Casting // Metallurgical and Materials Trans. B, 2003. Vol. 34, No 3. P. 297–306.
240. A. Hellawell, J.A. Sarazin, R.S. Steube, Channel convection in partly solidified systems, Phil. Trans. R. Soc. Lond. 345A(1993) 507.
241. S. Henry, G.-U. Gruen, M. Rappaz, Influence of Convection on Feathery Grain Formation in Aluminum Alloys, Met. Mater. Trans. 35A, pp 2495-501, (2004).

242. Hershey, D. E., B. G. Thomas, and F. M. Najjar, "Turbulent Flow through Bifurcated Nozzles," *International Journal for Numerical Methods in Fluids*, 17:1, 23-47, 1993.
243. Hongming W., Li G., Lei Y. et al. Mathematical Heat Transfer Model Research for the Improvement of Continuous Casting Slab Temperature // *ISI Int.* 2005. Vol. 45, No. 9. P. 1291-1296.
244. J. Horský, M. Raudenský. Measurement of heat transfer characteristics of secondary cooling in continuous casting. *METAL 2005*, Hradec nad Moravicí, 24 – 26 May 2005.
245. Huang, X., B. G. Thomas, and F. M. Najjar, "Modeling Superheat Removal during Continuous Casting of Steel Slabs," *Metallurgical Transactions B*, 23B:3, 339-356, 1992.
246. Hunt, J.D. (1984). Steady State Columnar and Equiaxed Growth of Dendrites and Eutectics. *Materials Science and Engineering*. 65, 75-83.
247. Ignaszak, Z., & Ciesiółka, J. (2004). Chosen identification problems of discontinuity in cast iron castings. *Archives of Foundry*. 4(14), 176-178. (in Polish).
248. Ignaszak, Z., Popielarski, P., Hajkowski, J., & Codina, E. (2015). Methodology of Comparative Validation of Selected Foundry Simulation Process. *Archives of Foundry Engineering*. 15(4), 37-44.
249. Ivanova, A.A. Calculation of Phase-Change Boundary Position in Continuous Casting. *Archives of Foundry Engineering*, Volume 13, Issue 4/2013, p. 57-62.
250. Ivanova, A. A. Changes in the Form of the Liquid Crater with Variation of the Process Parameters in the Continuous Casting of Steel. *Metallurgist*, Vol. 59, Nos. 3–4, July, 2015, p.308-314.
251. Ivanova, A. A. Criteria of the quality of the temperature field of a continuous-cast ingot. *Metallurgist*, Vol. 55, Nos. 9–10, January, 2012. pp. 710-719.
252. Ivanova Anna. Determination of optimal distribution of external heat extract coefficient in the secondary cooling of continuous casting. *THE 20th CONFERENCE*

ON APPLIED AND INDUSTRIAL MATHEMATICS, Dedicated to Academician Mitrofan M. Cioban, CAIM 2012, Chisinau, Republic of Moldova, August 22-25, 2012

253. Ivanova Anna. Identification of Convection Heat Transfer Coefficient of Secondary Cooling Zone of Based on Least Squares Method and Stochastic Approximation Method // <http://arxiv.org/abs/1003.4657>

254. Ivanova Anna A. Identification of the thermal conductivity coefficient as distributed parameter using least squares method. ICIPE2014 8th International Conference on Inverse Problems in Engineering, May 12–15, 2014, Krakow, Poland, p. 81-82.

255. Ivanova Anna. Mathematical model of temperature field and mushy zone position of continuous ingot. METEC & 2nd ESTAD 2015 European Steel Technology and Application Days, Dusseldorf, Germany, 15 – 19 June 2015.

256. Ivanova, A. Model predictive control of continuous ingot solidification. IFAC Proceedings Volumes (IFAC-PapersOnline) Volume 15, Issue PART 1, 2013, p. 444-448.

257. Ivanova Anna. Model predictive control of secondary cooling modes in continuous casting. The proceedings of Metal 2013: 22st International Conference on Metallurgy and Materials, May 15th - 17th 2013, Brno, Czech Republic, EU, pp. 11-16.

258. Ivanova Ganna. MPC of secondary cooling in continuous casting. // XIII International Scientific Conference "New Technologies and Achievements in Metallurgy and Material Engineering" (Częstochowa, Polska, May 30 – June 01 2012). p. 125 – 128.

259. Ivanova Ganna. Operative adaptation of mathematical model of heat and mass transfer of continuous casting. Book of abstract of the 18th Conference on applied and industrial mathematics CAIM 2010 (October 14 – 17, 2010, Iasi, Romania), p.47.

260. Ivanova A. A. Predictive Control of Water Discharge in the Secondary Cooling Zone of a Continuous Caster. Metallurgist, Vol. 57, Nos. 7–8, November, 2013, p. 592-599.

261. Ivanova A. A., Kapitanov V. A. and Kuklev A. V. Method of calculating the optimum parameters for the air-mist cooling of a continuous-cast slab. *Metallurgist*, Vol.56, Nos. 3 – 4, July, 2012, p. 173-179.
262. Ivanova Anna, Strichenko Sergey. Dependence of billet liquid pool shape on various continuous casting parameters. *Proceedings of 8th European Continuous Casting Conference*, 23 – 26 June 2014, Graz, Austria, EU, p.1428-1435.
263. Ivantsov, G.P. (1947). Temperature Field around Spherical, Cylindrical, and Needle-Shaped of Crystals which Grow in Supercooled Melt. *Doklady Akademii Nauk SSSR*. 58, 567-72.
264. M. Janik, H. Dyja. Modelling of three-dimensional temperature field inside the mould during continuous casting of steel / *Journal of Materials Processing Technology* 157–158 (2004) 177-182.
265. Jiang, D., Wang, W., Luo, S., Cheng Ji, C., Zhu, M. Mechanism of Macrosegregation Formation in Continuous Casting Slab: A Numerical Simulation Study. *Metallurgical and Materials Transactions B*, December 2017, Volume 48, Issue 6, pp 3120–3131.
266. Konozy, L., Ishmurzin, A., Grasser, M., Wu, M.H., Ludwig, A., Tanzer, R. & Schutzenhofer, W. (2010). Columnar to Equiaxed Transition during Ingot Casting using Ternary Alloy Composition. *Materials Science Forum*. 649, 349-354.
267. Kurz, W., Fisher, D.J. (1984). *Fundamentals of Solidification*. (fourth revised ed.). Uetikon-Zuerich: Trans. Tech. Publ.
268. Kwapisiński, P., Ivanova, A.A., Kania, B., Wołczyński, W. Some Similarities / Differences between Steel Static and Virtual Brass Static Casting. *Archives of Foundry Engineering*. Issue 17(1), 2017. pp. 109-114.
269. Kwapisiński, P., Ivanova, A.A., Wołczyński, W., Olejnik, E. Control of structural zones formation and hard particles motion in the brass ingots. XVII Międzynarodowa Konferencja Naukowa "Zapewnienie jakości w odlewnictwie i spawalnictwie" Grand Hotel Permon, Słowacja, 9-11.05.2017

270. Kwapisiński, P., Lipnicki, Z., Ivanova, A.A., Wołczyński, W. Role of the Structural and Thermal Peclet Numbers in the Brass Continuous Casting. *Archives of Foundry Engineering*. Vol.17 Issue 2/2017. pp. 49-54.
271. Langer, J.S. & Muller-Krumbhaar, H. (1977). Stability Effects in Dendritic Crystal Growth. *Journal of Crystal Growth*. 42, 11-14.
272. Li, J., Menghuai Wu, Andreas Ludwig, Abdellah Kharicha. Simulation of macrosegregation in a 2.45-ton steel ingot using a three-phase mixed columnar-equiaxed model. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 72 (2014) p. 668-679.
273. Lipnicki, Z., Kwapisiński, P., Bydąlek, A.W., Ivanova, A.A., Wołczyński, W. Some similarities and differences between steel static and brass continuous casting. 57th International Scientific Conference "Solidification and Crystallization of Metals 2016" 19 - 21 September 2016, Kielce - Cedzyna, Poland.
274. Lipnicki, Z. & Pantoł, K. (2015). Role of a Continuous Casting Forms on the Shape of the Solidified Crust. *Archives of Metallurgy and Materials*, 60(4), 2553-2557.
275. Lipnicki, Z. & Weigand, B. (2011). Influence of Thermal Boundary Layer on the Contact Layer between Liquid and a Cold Plate in a Solidification Process. *Heat and Mass Transfer* 47, 1629-1635.
276. Lorbicka, A., & Sarler, B. (2010). A Sensitivity Study of Grain Growth Model for Prediction of ECT/CET Transformations in Continuous Steel Casting. *Materials Science Forum*, 649, 373-378.
277. Lorbicka, A.Z., & Sarler, B. (2010). Simulation of Dendritic Growth with Different Orientation by Using the Point Automata Method. *Computers, Materials and Continua*, 18(1), 69-103.
278. Majchrzak, E., Jasiński, M., & Kałuża, G. (2003). Sensitivity Analysis of Solidification with Respect to the Mold Thickness. *Archives of Foundry*. 3(9), 305-310.
279. Majchrzak, E., Mochnacki, B., Dziewoński, M. & Jasiński, M. (2008). Identification of Boundary Heat Flux on the Continuous Casting Surface. *Archives of Foundry Engineering* 8, 105-110.

280. Martorano, M.A., Beckerman, C., & Gandin, Ch, A. (2004). Solutal Interaction Mechanism for Columnar-to-Equiaxed Transition in Alloy Solidification. *Metallurgical and Materials Transactions*, 35A, 1915-1922.
281. Mauder T., Šandera Č., Štětina J. A fuzzy-based optimal control algorithm for a continuous casting process // *Materials and technology*. 2012. Vol. 46, Is. 4. P. 325–328.
282. Mauder, T., Sandera, C., Stetina, J. Optimal control algorithm for continuous casting process by using fuzzy logic, *Steel Research International*, 2015, Vol. 86(7), pp. 785-798.
283. McFadden, S., Browne, D.J., & Banaszek, J. (2006). Prediction of the Formation of an Equiaxed Zone ahead of a Columnar Front in Binary Alloys Castings: Indirect and Direct Methods. *Materials Science Forum*, 508, 325-330.
284. McFadden, S., Browne, D.J. & Gandin, Ch.A. (2009). A Comparison of CET Prediction Methods using Simulation of the Growing Columnar Front. *Metallurgical Transactions*. 40A, 662-672.
285. McFadden, S., Browne, D.J., Sturz, L., & Zimmermann, G. (2010). Analysis of a Microgravity Experiment for Columnar to Equiaxed Transitions with Modeling Results. *Materials Science Forum*, 649, 361-366.
286. www.metaltorg.ru/analytics/publication/?id=4321
287. Meyer, G.H., 1973, "Multi-dimensional Stefan Problems" *SIAMJ. Numer. Anal.*, Vol.10, No.3, pp.522-538
288. M'Hamdi, M., Bobadilla, M., Combeau, G., & Lesoult, G. (1998). Numerical Modeling of the Columnar to Equiaxed Transition in Continuous Casting of Steel. *Modelling of Casting, Welding and Advanced Solidification Process VIII, Proceedings of the VIII-th Conference on Modeling of Casting, Welding and Advanced Solidification*, San Diego, California, USA, June 7-12, 1998, Thomas, B.G. Beckerman, Ch., Eds., T.M.S., Warrendale, Pennsylvania, 375.
289. Mitsutsuka M., Morise H., Ogura T. and Nakamura O. Air-atomized Mist-jet Cooling of Hot Billets. *Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan* Vol.25 , No.6 (1985) pp.467-474.

290. Miyata, Y. (2010). Morphological Transition in High Growth Rate in Constrained Solidification. *Materials Science Forum*, 649, 255-262.
291. J.I. Minchaca M., A.H. Castillejos E., F.A. Acosta G. and S. Murphy. Fluid Dynamics of Thin Steel Slab Continuous Casting Secondary Cooling Zone Air Mists. ILASS-Americas 22nd Annual Conference on Liquid Atomization and Spray Systems, Cincinnati, OH, May 2010.
292. Mochnacki, B (2011). Numerical Modeling of Solidification Process, Computational Simulations and Applications, Dr. Jianping Zhu (Ed.), InTech.
293. Mochnacki, B., and Majchrzak, E. (2014) *Mathematical Modeling of Heat and Mass Transfer in Domain of Solidifying Alloy*. Chapter in book: *Mathematical Methods in Engineering*, Edition: I, Publisher: Springer, pp.119-129.
294. Mochnacki B., Majchrzak E. Sensitivity of conti-casting process with respect to cooling conditions // *J. of Theoretical and Applied Mechanics*. 2002. Vol. 40, Is. 1. P. 129–146.
295. Mochnacki, B. Simplified models of macrosegregation. *Journal of theoretical and applied mechanics* 2006, 44, 2, pp. 367-379.
296. Najjar, F. M., B. G. Thomas, and D. E. Hershey, "Numerical Study of Steady Turbulent Flow through Bifurcated Nozzles in Continuous Casting," *Metallurgical and Materials Transactions B*, 26B:4, 749-765, 1995. [Extraction and Processing Technology Award, 1998, TMS].
297. Nedopekin, F.V., Tolstykh, V.K, Volodin, N.A., Belousov, V.V., Gridin, S.V. Minimization of thermal stresses in continuously-cast ingot with restriction on its molten-metal pool volume. *Heat Transfer Research* (1999) V. 30, Nos 4-6 p. 296-302.
298. Nguyen-Thi, H., Zhou, B.H., Reinhart, G., Billia, B., Liu, Q.S., Lan, C.W., Lyubimova, T., & Roux, B. (2006). Influence of Forced Convection on Columnar Microstructure during Directional Solidification of Al-Ni Alloys. *Materials Science Forum*, 508, 181-186.
299. Nowak, I., J. Smolka, and A. J. Nowak. A reproduction of boundary conditions in three-dimensional continuous casting problem. *World Academy of Science, Engineering and Technology* 43 2008. p. 243-248.

300. Nozaki, T. A Secondary Cooling Pattern for Preventing Surface Cracks of Continuous Casting Slab. Trans. ISIJ, Vol. 18, pp. 330{338}, 1978.
301. Ojeda, C., J. Sengupta, B. G. Thomas, J. Barco, and J. L. Arana, "Mathematical Modeling of Thermal-Fluid Flow in the Meniscus Region During an Oscillation Cycle," AISTech 2006 Steelmaking Conference Proceedings, Cleveland, OH, AIST, Warrendale, PA, Vol. 1, 1017-1028, May 1-4, 2006.
302. Pham, Q.T. (1985), A Fast Unconditionally Stable Finite-Difference Scheme for Heat Conduction With Phase Change, Int. J. Heat Mass Transfer, Vol.28, No.11, pp.2079-2084.
303. Pohanka M., Raudenský M. & Horský J. Attainment of more precise parameters of a mathematical model for cooling flat and cylindrical hot surfaces by nozzles. Faculty of Mechanical Engineering, Brno University of Technology, Czech Republic. <http://lab4.fme.vutbr.cz/Pohanka/PDF/HeatTransfer2000.pdf>
304. D. Poirier and M. Salcudean. On Numerical Methods Used in Mathematical Modeling of Phase Change in Liquid Metals. J. Heat Transfer 110(3), 562-570 (Aug 01, 1988).
305. F. Puschmann, E. Specht, J. Schmidt. Evaporation Quenching with Atomized Sprays. 3rd European Thermal Sciences Conference 2000, p. 1071-1074.
306. Rappaz, M., Gandin, C.A., Desbiolles, J.L. et al. Prediction of grain structures in various solidification processes. Metallurgical and Materials Transactions A, March 1996, Volume 27, Issue 3, pp 695–705 (Rappaz, M., Gandin, C.A., Desbiolles, J.L. et al. MMTA (1996) 27: 695. <https://doi.org/10.1007/BF02648956>)
307. Safonov D.S., Logunova O.S., Chistiakov D.V. Optimization of nozzle layout in continuous casting machine // Вестник Южно-Уральского государственного университета. Серия: Математическое моделирование и программирование. 2016. Т. 9. № 1. С. 114-122.
308. http://steelcast.ru/ingot_structure
309. Stefanescu, D. and Ruxanda, R. Fundamentals of Solidification, Metallography and Microstructure, Vol 9, ASM Handbook, ASM International, 2004.

310. Stefanescu, Doru Michael. Science and Engineering of Casting Solidification. New York, USA : Springer Science, 2009. 402 s. ISBN 978-0-387-74609-8.
311. Stetina, J., Kavicka, F., & Mauder, T. (2011). Numerical Model of Heat Transfer and Mass Transfer during Solidification of Concasting Steel. Proceedings of the ASME/JSME 8-th Thermal Engineering Joint Conference - AJTEC, Honolulu, Hawaii, USA, March 13-17, Eds. ASME/JSME Conference CD, AJTEC-44031, 2.1.
312. J. Stetina, F.Kavicka,. T. Mauder, L. Klimes. Transient simulation temperature field for continuous casting steel billet and slab. // Proceedings of 7th European Continuous Casting Conference, Dusseldorf, 27 June – 1 July 2011. p. 1-10.
313. Suzuki, K., & Taniguchi, K. (1981). The Mechanism of Reducing “A” Segregates in Steel Ingots. Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan, 21(4), 235-242.
314. Szajnar, J. (2004).The Columnar Crystals Shape and Castings Structure Cast in Magnetic Field. Journal of Materials Processing Technology. 157/158, 761-764.
315. Szajnar, J., Stawarz, M., Wróbel, T. & Sebzda, W. (2009) Influence of Electromagnetic Field on Pure Metals and Alloys Structure, Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering, 34, 95-102.
316. Szopa R. The parametric sensitivity analysis of solidification process // Archives of Foundry Engineering. 2005. Vol. 5, Is. 15. P. 397–404.
317. Szopa R., Lara S. Application of simplified model to sensitivity analysis of solidification process // Archives of Foundry Engineering. 2007. Vol. 7, Is. 4. P. 169–174.
318. Tacke,K.H., 1985, Discretization of the Explicit Enthalpy Method for Planar Phase Change, Int. J. Num. Meth. Engr., Vol.21, pp. 543-554.
319. Telejko, T., Malinowski, Z. & Rywotycki, M. (2009). Analysis of Heat Transfer and Fluid Flow in Continuous Steel Casting. Archives of Metallurgy and Materials 54, 837-844.

320. Thomas, B.G. "Continuous Casting: Modeling," The Encyclopedia of Advanced Materials, (J.Dantzig, A. Greenwell, J. Michalczyk, eds.) Pergamon Elsevier Science Ltd., Oxford, UK, Vol.2, 2001, 8p., (Revision 3, Oct. 12, 1999).

321. Thomas, Brian G. Modeling of Continuous Casting. [Электронный ресурс] – Режим доступа: www.aise.org/toc/castingchap5.pdf

322. Thomas, Brian G., Rui Liu, and Bret Rietow, "Combining Models and Measurements to Better Understand Steel Continuous Casting", 8th European Continuous Casting Conference, Graz, (ECCC2014), Austria, June 23-26, 2014, pp. 1130-1139.

323. Thomas, B. G. and L. M. Mika, "Simulation of Fluid Flow and Heat Transfer Inside a Continuous Slab Casting Machine," Second FIDAP Users Conference, Evanston, IL, Oct. 2-4, Fluid Dynamics International, Inc., 1988.

324. Thomas, B. G. and L. Zhang, "Review: Mathematical Modeling of Fluid Flow in Continuous Casting," Iron Steel Institute Japan (ISIJ) International, 41:10, 1181-1193, 2001.

325. Tkadlečková, M., Valek, L., Socha, L., Saternus, M., Pieprzyca, J., Merder, T., Michalek, K., & Kovac, M. (2016). Study of Solidification of Continuously Cast Steel Round Billets using Numerical Mode, Archives of Metallurgy and Materials, 61(1), 221-226.

326. Trivedi, R. (1980). Theory of Dendritic Growth during the Directional Solidification of Binary Alloys, Journal of Crystal Growth 49, 219-232.

327. Umeda, T. (1997). Heat, Mass and Microstructure Simulation of Continuous Casting. Proceedings of 7-th International Symposium on Physical Simulation, Tsukuba, Japan, June 3-7, 64-75.

328. Vertnik R. Local collocation method for phase-change problems. Nova Gorica, 2007, 125 p.

329. Vusanović, I. & Voller, V.R. (2014). Understanding Channel Segregates in Numerical Models of Alloy Solidification: A Case of Converge First and Ask Questions Later. Materials Science Forum. 790/791, 73-78.

330. Wang, W., Cheng Ji, Sen Luo, and Miaoyong Zhu. Modeling of Dendritic Evolution of Continuously Cast Steel Billet with Cellular Automaton. *Metallurgical and materials transactions B*, November 2017, 317-329.
331. Weinberg, F. Fluid flow from a low to a higher density liquid. *Metallurgical Transactions B* December 1984, Volume 15, Issue 4, pp 681–684
332. Wołczyński, W. (2010). Constrained / Unconstrained Solidification within the Massive Cast Steel / Iron Ingots. *Archives of Foundry Engineering*. 10(2), 195-202.
333. Wołczyński, W. (2016) Large Steel Ingots: Microstructure Mathematical Modeling, Entry in: *The Encyclopedia of Iron, Steel, and Their Alloys*, Ed. CRC Press, Taylor & Francis Group, Boca Raton, London, New York, Eds Rafael Colas, George E. Totten, v. III, Heat Treatment: Special – Molten, p. 1910-1924.
334. Wołczyński, W., Guzik, E., Kania, B. & Wajda, W. (2010). Structure Fields in the Solidifying Cast Iron Roll. *Archives of Foundry Engineering*. 10(1), 41-46.
335. Wołczyński W., Ivanova A. A., Kwapisinski P., Olejnik E. Structural transformations versus hard particles motion in the brass ingots. *Arch. Metall. Mater.* 62 (2017), 4, 2455-2461.
336. Wołczyński, W., Lipnicki, Z., Bydałek, A.W., Ivanova A.A. Structural Zones in Large Static Ingot. *Forecasts for Continuously Cast Brass Ingot*. *Archives of Foundry Engineering*, Vol.16, Issue 3/2016, pp. 141-146.
337. Wołczyński, W., Kania, B., Bydałek, A. W., Kwapisinski, P., Ivanova, A. A. Correlation between Thermal Gradients' Field and Structure Formation in Steel Static and Continuously Cast Brass Ingot. 18th International Conference on Crystal Growth and Epitaxy (ICCGE-18) August 7-12, 2016, Nagoya, Japan.
338. Wołczyński, W., Kania, B., Wajda, W. Kostrzewa, M. (2011). Space – Time – Structure Map for as Cast Massive Rolls. In *Fundamentals of Heat and Mass Transfer – Computational Heat and Mass Transfer*, Proceedings of the ASME/JSME 8-th Thermal Engineering Joint Conference – AJTEC, March 13-17, 2011. Conference CD: AJTEC-44021, 3.1. Honolulu, Hawaii, USA,; Hishida, K., Klausner, J., Satoh, I., Eds.; ASME/JSME.

339. Wołczyński W., Kwapisinski P., Ivanova A.A., Olejnik E. Dominant role of the columnar structure in the brass ingots continuous casting. International Scientific Conference on "Achievements in Mechanical and Materials Engineering" AMME`2017, Gliwice - Wisła, Poland, 22 – 25 October 2017, p.100.

340. Wróbel, T. (2011). Bimetallic Layered Castings Alloy Steel - Grey Cast Iron, Archives of Materials Science and Engineering, 48, 118-125.

341. Zhao, B., B. G. Thomas, S. P. Vanka, and R. J. O'Malley, "Transient Fluid Flow and Superheat Transport in Continuous Casting of Steel Slabs," Metallurgical and Materials Transactions B – Process Metallurgy and Materials Processing Science, 36B:12, 801-823, December 2005.

342. Zheng, K., B. Petrus, B.G. Thomas, and J. Bentsman, "Design and Implementation of a Real-time Spray Cooling Control System for Continuous Casting of Thin Steel Slabs", AISTech 2007, Steelmaking Conference Proc., (May 7-10, Indianapolis, IN), AIST, Warrendale, PA, Vol. 1, 2007.

343. Zimmermann, G., Sturz, L., Billia, B., Mangelinck-Noel, N., Liu, D.R. Nguyen Thi, H., Bergeon, N., Gandin, Ch.A., Browne, D.J., Beckermann, C., Tournet, D. & Karma, A. (2014). Columnar-to-Equiaxed Transition in Solidification Processing of AlSi7 Alloy in microgravity -The CETSOL Project. Materials Science Forum. 790/791, 12-21.

344. Zyska, A., Konopka, Z. Łągiewka, M., & Nadolski, M. (2016). Modelling of the Dendritic Crystallization by the Cellular Automaton Method. Archives of Foundry Engineering, 16(1) 99-106.

345. http://www.sprayanalysis.com/pdf/compendium_papers/Steel_01_Al-Ahamdi_SCISS_2002.pdf

346. <http://citeseerx.ist.psu.edu/viewdoc/download?doi=10.1.1.583.4682&rep=rep1&type=pdf>

347. <http://www.uni-magdeburg.de/isut/seiten/specht/forschungsprojekte/puschmann/puschmann004.pdf>

348. http://temperatures.ru/pages/klassy_tochnosti_termopar

УТВЕРЖДАЮ: Генеральный директор ЗАО "КОРАД" доктор технических наук  Куклев А.В. 07 ноября 2012 г.	УТВЕРЖДАЮ: Директор ИПММ НАН Украины академик НАН Украины  Ковалёв А.М. 07 ноября 2012 г.

АКТ

об использовании на производстве результатов научно-исследовательской работы

**«МЕТОДИКА РАСЧЕТА ОПТИМАЛЬНЫХ ПАРАМЕТРОВ
ФОРСУНОЧНОГО ОХЛАЖДЕНИЯ НЕПРЕРЫВНОЛИТОГО СЛЯБА»**

ЗАО "КОРАД", г. Москва, РФ

"12" ноября 2012 г.

Выполненные Институтом прикладной математики и механики НАН Украины работы были использованы в разработке программного обеспечения для автоматического проектирования оптимальной конфигурации зоны вторичного охлаждения (ЗВО) машины непрерывного литья заготовок (МНЛЗ).

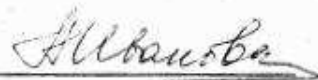
Разработана трехмерная математическая модель температурного поля и положения границы раздела фаз непрерывного слитка МНЛЗ. Поскольку теплофизические параметры в достаточно сильной степени зависят от температуры разливаемого металла, модель основана на нелинейных нестационарных уравнениях в частных производных. Положение неизвестной границы раздела фаз задается условиями равенства температур и условиями Стефана. Граничные условия, заданные на поверхности слитка в ЗВО, учитывают конвективную и лучистую составляющие теплоотдачи, а также зависимость температуры окружающей среды и коэффициентов теплоотдачи от расположения форсунок и расхода воды в них. Коэффициент теплоотдачи на поверхности, накрываемой факелом форсунки, подчиняется параболическому закону распределения.

Для численного решения поставленной задачи применяется метод конечных разностей. Разработаны соответствующие алгоритмы решения, реализованные программно в среде проектирования C++ Builder 6. При известных геометрии МНЛЗ, теплофизических характеристиках разливаемой стали (плотность, теплоемкость, теплопроводность, коэффициенты теплоотдачи и т.п.), скорости вытягивания слитка и расхода охлаждающей воды по каждой секции ЗВО программа рассчитывает температурное поле и положение границы раздела фаз непрерывного слитка. Общая

картина поля температур отображается в виде цветовой диаграммы. Температура на поверхности слитка и на любых расстояниях от поверхности отображается в виде графиков.

На основе теории оптимального управления и разработанной математической модели была решена изопериметрическая задача нахождения оптимального распределения температуры поверхности слитка. Соответствующее оптимальное распределение коэффициента теплоотдачи по ширине слывовой МНЛЗ был определено путем решения обратной задачи теплопроводности с учетом фазовых превращений в слитке с помощью разработанной математической модели.

Полученное решение было использовано при разработке программного обеспечения для автоматического проектирования оптимальной конфигурации зоны вторичного охлаждения МНЛЗ.

от ЗАО «КОРАД»: Зам. технического директора по науке, к.т.н.  В.В. Тиняков	от ИПММ НАН Украины: Ответственный исполнитель, к.т.н.  А.А. Иванова

УТВЕРЖДАЮ: Директор по технологии и качеству Филиала №2 Енакиевский металлургический завод ЗАО «ВТС»  _____ Коваленко А.Г. "07" февраля 2018 г.	УТВЕРЖДАЮ: Директор ГУ «ИПММ»  _____ Ковалёв А.М. "07" февраля 2018 г.

АКТ

об использовании на производстве результатов научно-исследовательской работы
«Математическое моделирование температурного поля и формы жидкой лунки непрерывнолитой
сортовой заготовки»

"ЕМЗ", г. Енакиево

"07" февраля 2018г.

Выполненные ГУ «Институт прикладной математики и механики» работы были использованы для исследования температурных полей и формы жидкой лунки непрерывнолитой сортовой заготовки.

Разработана математическая модель нестационарного процесса теплопереноса в слитке машины непрерывного литья заготовок (МНЛЗ) и теплопередачи в стенках водоохлаждаемого кристаллизатора.

Модель рассматривает трёхмерное температурное поле и границу раздела фаз непрерывного слитка сортовой МНЛЗ. Для учёта зависимости теплофизических параметров от температуры металла описание процессов теплообмена и теплопереноса произведено с помощью нелинейных нестационарных уравнений в частных производных.

Положение границ двухфазной зоны задаётся условиями равенства температур и условиями Стефана для каждой из двух границ (ликвидус и солидус).

Граничные условия для граней слитка в кристаллизаторе сформулированы с учётом наличия газового зазора сложной формы между стенками и поверхностью слитка.

Температура охлаждающей воды в канале кристаллизатора описывается балансовым уравнением, устанавливающим зависимость между температурой воды на входе в канал кристаллизатора, распределением температуры в медной стенке и распределением температуры в канале кристаллизатора.

Граничные условия для граней слитка в ЗВО учитывают конвективную и лучистую составляющие теплоотдачи, а также зависимость температуры окружающей среды и коэффициентов теплоотдачи от расположения форсунок и расхода воды в них. Коэффициент теплоотдачи на поверхности, накрываемой факелом форсунки, подчиняется параболическому закону распределения.

Для численного решения поставленной задачи разработаны специальные алгоритмы и реализующие их программные продукты в среде проектирования C++ Builder 6, которые позволяют наблюдать температурное поле слитка и поле температурных градиентов в любой момент времени и находить положение двухфазной зоны непосредственно из условий Стефана.

При заданных

- геометрии МНЛЗ,
 - ТФХ разливаемой стали (плотность, теплоёмкость, теплопроводность, коэффициенты теплоотдачи и т.п.),
 - скорости вытягивания слитка,
 - расходах охлаждающей воды на кристаллизатор и по каждой секции ЗВО
- рассчитывается температурное поле и положение двухфазной зоны.

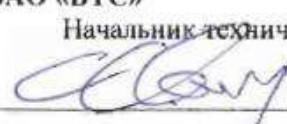
Разработанное программное обеспечение позволяет наблюдать за изменениями поля температур и поля температурных градиентов, глубины жидкой фазы, формы жидкой лунки, толщины твёрдой корочки на выходе из кристаллизатора и т.д. при изменениях расходов охлаждающей воды в кристаллизаторе или на любой из форсунок ЗВО, изменениях температуры поступающего расплава или при изменении скорости вытягивания слитка.

Общая картина поля температур отображается в виде цветовой диаграммы.

Температура на поверхности слитка, в поперечном сечении на любом расстоянии от уровня мениска и в продольных сечениях на любых расстояниях от поверхности отображается в виде графиков.

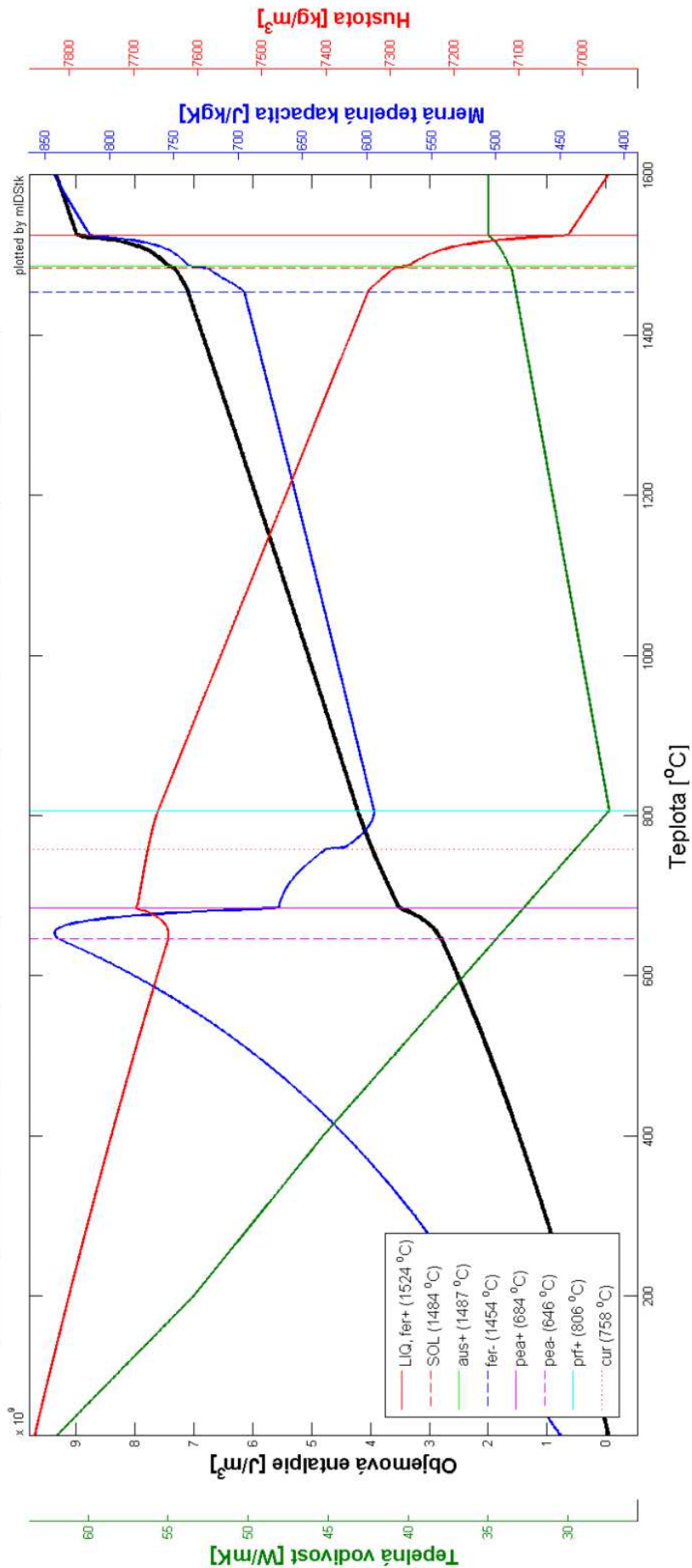
Изучена чувствительность температурного поля слитка и формы двухфазной области к изменениям расходов воды в кристаллизаторе и различных секциях ЗВО, а также к изменениям скорости вытягивания слитка.

Результаты моделирования были использованы при выработке рекомендаций для совершенствования режимов функционирования сортовой МНЛЗ.

от Филиала №2 Енакиевский металлургический завод ЗАО «ВТС» Начальник технического управления  С.Д. Коцур	от ГУ «ИПММ»: Ответственный исполнитель  к.т.н. А.А. Иванова

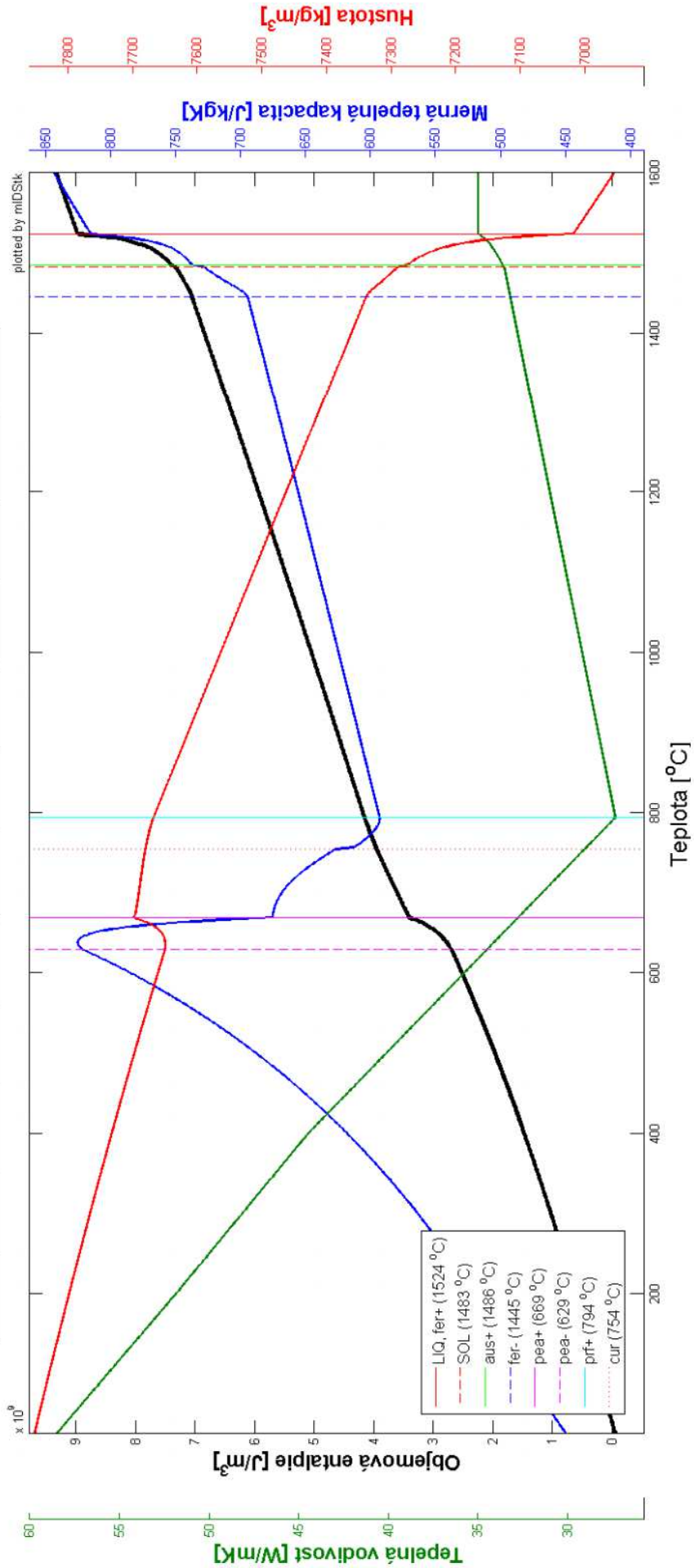
Ocel 11378
Cr2cn

C wt%	Si wt%	Mn wt%	Cr wt%	Ni wt%	Mo wt%	Cu wt%	Al wt%	Nb wt%	Ti wt%	V wt%	B wt%
0,1102	0,2391	0,3854	0,0533	0,0229	0,0323	0,0403	0,0047	0,0009	0,0022	0,0033	0,0000



Ocel 21425

C wt%	Si wt%	Mn wt%	Cr wt%	Ni wt%	Mo wt%	Cu wt%	Al wt%	Nb wt%	Ti wt%	V wt%	B wt%
0,0974	0,2365	0,6773	0,0585	0,0208	0,0049	0,0396	0,0326	0,0002	0,0017	0,0035	0,0000



Ocel 32963

C wt%	Si wt%	Mn wt%	Cr wt%	Ni wt%	Mo wt%	Cu wt%	Al wt%	Nb wt%	Ti wt%	V wt%	B wt%
0,4582	0,3522	0,7309	0,0500	0,0235	0,0048	0,0402	0,0386	0,0006	0,0024	0,0028	0,0000

