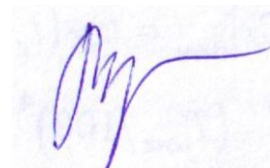


На правах рукописи



ЛУКИН СЕРГЕЙ ВЛАДИМИРОВИЧ

**СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ТЕПЛООБМЕНА ПРИ ОХЛАЖДЕНИИ
МЕТАЛЛА В МАШИНАХ НЕПРЕРЫВНОГО ЛИТЬЯ ЗАГОТОВОК**

Специальность 05.14.04 – Промышленная теплоэнергетика

**Автореферат диссертации
на соискание ученой степени
доктора технических наук**

Иваново – 2013

Работа выполнена на кафедре «Теплоэнергетика и теплотехника» ФГБОУ ВПО «Череповецкий государственный университет» (ЧГУ)

Научный консультант: доктор технических наук, профессор
Шестаков Николай Иванович

Официальные оппоненты: **Мастрюков Борис Степанович** – доктор технических наук, профессор, заслуженный деятель науки РФ, профессор кафедры «Техносферная безопасность» ФГАОУ ВПО «Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС»;
Бухмиров Вячеслав Викторович – доктор технических наук, профессор, заведующий кафедрой «Теоретические основы теплотехники» ФГБОУ ВПО «Ивановский государственный энергетический университет им. В.И. Ленина»;
Любов Виктор Константинович – доктор технических наук, профессор, заведующий кафедрой «Промышленная теплоэнергетика» ФГАОУ ВПО «Северный (Арктический) федеральный университет им. М.В. Ломоносова»

Ведущая организация: ООО «Институт тепловых металлургических агрегатов «Стальпроект», г. Москва

Защита состоится « 31 » мая 2013 года в 14.30 на заседании диссертационного совета Д 212.064.01 при Ивановском государственном энергетическом университете по адресу: 153003, г. Иваново, ул. Рабфаковская, 34, корпус «Б», аудитория 237.

С диссертацией можно ознакомиться в библиотеке Ивановского государственного энергетического университета. Автореферат диссертации размещен на сайте ИГЭУ www.ispu.ru

Отзывы на автореферат в двух экземплярах, заверенные печатью организации, просим присылать по адресу: 153003, г. Иваново, ул. Рабфаковская, 34, Ученый совет ИГЭУ. Тел.: (4932) 38-57-12, факс: (4932) 38-57-01. E-mail: uch_sovet@ispu.ru.

Автореферат разослан « ____ » _____ 2013 г.

Ученый секретарь диссертационного совета Д 212.064.01,
доктор технических наук, профессор



Шувалов Сергей Ильич

ОБЩАЯ ХАРАКТЕРИСТИКА РАБОТЫ

Актуальность работы. В настоящее время во всем мире особое внимание уделяют совершенствованию процесса непрерывной разливки и увеличению доли стали, производимой на машинах непрерывного литья заготовок (МНЛЗ). Развитие процесса непрерывной разливки стали происходит в условиях конкурентной борьбы на мировом рынке, основными требованиями которого является повышение качества конечной продукции при одновременном снижении ее себестоимости. В технологической цепочке металлургического производства МНЛЗ находится между сталеплавильным агрегатом и прокатным станом, поэтому эффективность ее работы во многом определяет качество и себестоимость конечной продукции. При заданных параметрах исходной жидкой стали и конструкции, эффективность работы МНЛЗ (качество разлитого металла, производительность и стойкость оборудования) определяется технологическими факторами, среди которых очень важную роль играет организация охлаждения слитка.

Процессы, связанные с охлаждением и затвердеванием слитка в МНЛЗ, рассмотрены в трудах А.Д. Акименко, Д.П. Евтеева, Е.М. Китаева, В.М. Нисковских, В.И. Дождикова, В.А. Емельянова, В.М. Паршина, В.С. Рутеса, М.Я. Бровмана, М.С. Бойченко, А.В. Третьякова, Ю.А. Самойловича, Л.С. Рудого, Б.И. Краснова, В.А. Карлика, Д.А. Дюдкина, А.А. Целикова, Г.П. Иванцова, А.И. Вейника, В.А. Ефимова, Р.Т. Сладкоштитева, Б.Т. Борисова, В.А. Журавлева, А.И. Цаплина, З.К. Кабакова, А.И. Манохина Л.Н. Сорокина, В.И. Лебедева, Н.И. Шестакова, А.Л. Кузьминова, Ю.А. Калягина, М. Яухола, Б. Томаса, В. Шторкмана, У. Хорбаха, Т. Такахаси, Е. Мизикар, Н. Мачингавута и др.

Несмотря на большое количество проведенных исследований, организация охлаждения слитка в МНЛЗ является весьма несовершенной, что связано с недостаточной изученностью теплообмена между охлаждающим оборудованием и непрерывным слитком из-за отсутствия адекватного математического описания многих тепловых процессов, протекающих в элементах машины, и отсутствия достаточно простых и надежных методов исследования теплообмена в кристаллизаторе и зоне вторичного охлаждения (ЗВО). Также, отсутствуют методы рационального охлаждения слитка при динамических режимах разливки, когда изменяются скорость разливки, уровень мениска и параметры жидкого металла на входе в кристаллизатор. Рассмотрение МНЛЗ в качестве «черного ящика» не позволяет получить закономерности рационального охлаждения слитка в динамических режимах разливки. Построение «обратных связей» в системах автоматического управления охлаждением слитка на практике затруднительно из-за отсутствия методов надежного и непрерывного контроля температуры поверхности слитка в отдельных секциях МНЛЗ.

В связи со сказанным, наиболее перспективным в плане повышения эффективности организации охлаждения слитка является дальнейшее исследование процессов теплообмена в кристаллизаторе и зоне вторичного

охлаждения машины непрерывного литья заготовок и разработка принципов рационального охлаждения слитка.

Обоснование соответствия содержания диссертации паспорту специальности. В соответствии с формулой специальности 05.14.04 – «Промышленная теплоэнергетика» в диссертации ведутся исследования по совершенствованию промышленных теплоэнергетических систем, по разработке и созданию нового и наиболее совершенного теплотехнического и теплового технологического оборудования.

В диссертации, в соответствии с п. 3 паспорта специальности «Теоретические и экспериментальные исследования процессов тепло- и массопереноса в тепловых системах и установках, использующих тепло» разработаны методы экспериментального исследования теплообмена на поверхности слитка в кристаллизаторе и ЗВО, и математические модели теплообмена слитка с кристаллизатором при стационарных и нестационарных режимах разливки, на основе которых получены зависимости интенсивности теплообмена от влияющих факторов в кристаллизаторе и ЗВО сортовой и слябовой МНЛЗ.

В соответствии с п. 5 паспорта специальности «Оптимизация параметров тепловых технологических процессов и разработка оптимальных схем установок, использующих тепло, с целью экономии энергетических ресурсов и улучшения качества продукции в технологических процессах» разработан метод рационального охлаждения и затвердевания сляба при динамических режимах разливки, обеспечивающий рациональное изменение температуры поверхности непрерывного слитка вдоль технологической оси машины, и позволяющий улучшить качество разлитого металла, повысить стойкость оборудования и увеличить производительность МНЛЗ.

Цель работы – развитие теории охлаждения слитка в элементах оборудования (кристаллизаторе и зоне вторичного охлаждения) и совершенствование организации охлаждения слитка для улучшения качества разлитого металла, повышения эксплуатационной стойкости оборудования и увеличения производительности МНЛЗ.

Научная новизна работы.

1. Разработан метод охлаждения и затвердевания слитка в МНЛЗ при динамических режимах разливки, позволяющий выдерживать рациональный температурный профиль поверхности слитка и рассчитывать формирование твердой фазы вдоль технологической оси при произвольных стационарных и нестационарных режимах разливки, при которых изменяются скорость разливки, уровень мениска жидкого металла в кристаллизаторе и параметры жидкой стали, подаваемой в кристаллизатор.
2. Разработана математическая модель охлаждения и затвердевания слитка в кристаллизаторе МНЛЗ, позволяющая рассчитывать величину зазора между слитком и рабочей поверхностью кристаллизатора, и эффективный коэффициент теплопроводности жидкого ядра слитка, на основе которой установлен характер влияния теплофизических параметров металла и смазки на процессы охлаждения и затвердевания слитка в кристаллизаторе.

3. Разработана математическая модель теплопередачи в рабочей стенке кристаллизатора при динамических режимах разливки, когда изменяются скорость разливки и уровень жидкой стали в кристаллизаторе.
4. Разработан метод изучения теплообмена слитка с рабочей стенкой кристаллизатора во все моменты его пребывания в кристаллизаторе МНЛЗ, включающий измерение при динамических режимах разливки теплового потока, отводимого охлаждающей водой, и математическое моделирование теплопередачи в рабочей стенке кристаллизатора.
5. Разработан метод изучения теплообмена сляба с роликами и форсунками во всех секциях зоны вторичного охлаждения слябовой ролико-форсуночной машины непрерывного литья заготовок, включающий исследование теплового баланса бункера ЗВО и математическое моделирование процесса затвердевания сляба.
6. Разработан метод изучения теплообмена слитка с охлаждающими устройствами в зоне вторичного охлаждения сортовой МНЛЗ, включающий измерение температуры поверхности слитка в секциях ЗВО и математическое моделирование процесса затвердевания слитка.
7. Разработана инженерная методика расчета теплопередачи в рабочей стенке щелевого кристаллизатора, на основе которой установлены закономерности изменения температур воды, поверхности каналов и рабочей поверхности по высоте кристаллизатора в зависимости от геометрических параметров стенки, скорости разливки и скорости воды в каналах.
8. Установлены закономерности изменения интенсивности охлаждения, температуры поверхности, толщины оболочки, глубины жидкой фазы слитка в кристаллизаторе и ЗВО МНЛЗ при стационарных и нестационарных режимах разливки.

Практическая ценность работы.

1. Разработан способ охлаждения сляба в ЗВО МНЛЗ, защищенный тремя патентами на изобретения, который позволяет выдерживать рациональный температурный режим охлаждения сляба при стационарных и переходных режимах разливки, рекомендованный к использованию в криволинейных слябовых машин для повышения качества металла и увеличения стойкости оборудования.
2. Разработана программа динамического охлаждения и затвердевания сляба в криволинейных машинах непрерывного литья заготовок, управляющая расходами воды в зоне вторичного охлаждения при динамических режимах разливки, визуализирующая процесс охлаждения и затвердевания слитка и переданная для внедрения в систему автоматизации криволинейных МНЛЗ сталеплавильного производства ЧерМК ОАО «Северсталь».
3. Установлена зависимость интенсивности охлаждения поверхности сляба от удельного расхода воды в секциях с водовоздушным охлаждением криволинейной слябовой ролико-форсуночной МНЛЗ, которую можно использовать при совершенствовании охлаждения сляба в ЗВО, а также при математическом моделировании процесса затвердевания сляба.

4. Установлена зависимость плотности теплового потока от слитка к рабочей стенке кристаллизатора сортовой МНЛЗ, разливающей слитки квадратного сечения, от времени пребывания элемента слитка в кристаллизаторе, которую можно использовать при расчете процесса затвердевания слитка в кристаллизаторе и температурных условий в рабочей стенке.

5. Установлена зависимость коэффициента теплоотдачи от удельного расхода воды в ЗВО сортовой МНЛЗ, которую можно использовать при совершенствовании вторичного охлаждения, а также при математическом моделировании процесса затвердевания слитка.

6. Разработаны и внедрены рекомендации по повышению стойкости кристаллизатора, устанавливающие рациональные скорости и расходы охлаждающей воды в щелевом кристаллизаторе вертикальной МНЛЗ.

7. Разработаны и внедрены рекомендации по повышению равномерности теплообмена слитка по ширине рабочей стенки кристаллизатора вертикальной МНЛЗ с целью повышения качества слитка.

Результаты теоретических и экспериментальных исследований прошли проверку в промышленных условиях на ЧерМК ОАО «Северсталь», внедрены или приняты к внедрению в сталеплавильном производстве ЧерМК ОАО «Северсталь», а также могут быть использованы организациями, занимающимися проектированием и разработкой технологических режимов непрерывной разливки стали и модернизацией оборудования МНЛЗ.

Достоверность и обоснованность результатов работы. Работа выполнена на основе экспериментальных и теоретических исследований с применением стандартного программного обеспечения и собственных программных разработок. Экспериментальные измерения осуществлены в натуральных условиях сортовой и слябовой МНЛЗ с помощью стандартных приборов с известным классом точности. Использовались также данные, регистрируемые в системе автоматизации машин непрерывного литья заготовок. Достоверность результатов численного моделирования процессов затвердевания и теплообмена определялась тестированием расчетных программ, сравнением расчетных данных с собственными экспериментальными данными и известными в литературе результатами исследований, а также согласованием их с положениями фундаментальных наук и результатами промышленной эксплуатации.

Автор защищает:

- метод охлаждения и затвердевания слитка в МНЛЗ при динамических режимах разливки;
- математическую модель теплообмена слитка с кристаллизатором МНЛЗ;
- математическую модель теплопередачи в рабочей стенке кристаллизатора при динамических режимах разливки;
- метод изучения теплообмена слитка с рабочей стенкой кристаллизатора;
- метод изучения теплообмена на поверхности слитка в ЗВО на основе исследования теплового баланса бункера зоны вторичного охлаждения;
- метод изучения теплообмена на поверхности слитка в ЗВО на основе измерения температуры поверхности слитка;

- инженерную методику расчета теплопередачи в рабочей стенке щелевого кристаллизатора.

Личный вклад автора. Общая постановка проблемы совершенствования охлаждения слитка в машине непрерывного литья заготовок принадлежит доктору технических наук, профессору Шестакову Н.И. Диссертант разработал методы изучения теплообмена между слитком и охлаждающим оборудованием в кристаллизаторе и зоне вторичного охлаждения машин непрерывного литья заготовок, и разработал принципы рационального охлаждения слитка в МНЛЗ при динамических режимах разливки. Совместно со своими аспирантами соискателем были проведены исследования теплообмена в кристаллизаторе и зоне вторичного охлаждения в промышленных условиях сортовой и криволинейной слябовой машинах непрерывного литья заготовок, и проведена обработка полученных экспериментальных данных. Разработка программного обеспечения и численные расчеты процесса затвердевания слитка и теплообмена в рабочей стенке кристаллизатора при стационарных и нестационарных режимах разливки выполнялись как самостоятельно соискателем, так и с участием аспирантов Лукина С.В.

Апробация работы. Основные разделы работы докладывались на 1-й, 4-й и 5-й Международной научно-технической конференции «Прогрессивные процессы и оборудование металлургического производства» (Череповец, 1998, 2003, 2006), XII Межвузовской военно-научной конференции (Череповец, 1998), на 1-й, 2-й и 4-й Международной научно-технической конференции «Информационные технологии в производственных, социальных и экономических процессах» (Череповец, 1999, 2002, 2005), на 1-й Общероссийской научно-технической конференции «Вузовская наука – региону» (Вологда, 2003), на научно-технической конференции «Северсталь – пути к совершенствованию» (Череповец, 2003), на 3-й Межвузовской научно-технической конференции «Фундаментальные проблемы металлургии» (Екатеринбург, 2003), на 1-й и 2-й Международной Неделе металлов (Москва, 2003, 2004), на 4-й Международной научно-технической конференции «Повышение эффективности теплообменных процессов и систем» (Вологда, 2004), на Всероссийской научно-технической конференции «Непрерывные процессы обработки давлением» (Москва, 2004), на 2-й Международной научно-технической конференции «Моделирование, оптимизация и интенсификация производственных процессов и систем» (Вологда, 2004), на Международной научно-технической конференции «Автоматизированная подготовка машиностроительного производства, технология и надежность машин, приборов и оборудования» (Вологда, 2005), на II-ой Международной научно-технической конференции «Автоматизация машиностроительного производства, технология и надежность машин, приборов и оборудования» (Вологда, 2006), на XVIII Всероссийской научно-технической конференции «Современные промышленные технологии» (Н.Новгород, 2007), на IV международной научно-технической конференции «Автоматизация и энергосбережение машиностроительного и металлургического производств, технология и надежность машин, приборов и оборудования» (Вологда, 2008), на

Всероссийской научно-технической конференции «Вузовская наука – региону» (Вологда, 2007, 2009), на всероссийской научно-практической конференции «Череповецкие чтения» (Череповец, 2011, 2012), на X международной научно-практической конференции «Технические науки – от теории к практике» (Новосибирск, 2012).

Публикации. Материалы диссертации изложены в 105 работах (из них 4 монографии, 3 патента и 34 статьи в рецензируемых научных журналах, рекомендованных ВАК для соискания степени доктора технических наук).

Структура и объем диссертации. Диссертационная работа состоит из введения, пяти глав, заключения и приложений, содержит 378 страниц машинописного текста, 210 рисунков, 17 таблиц, список литературы, состоящий из 302 наименований.

СОДЕРЖАНИЕ РАБОТЫ

В главе 1 «СОСТОЯНИЕ ВОПРОСА И ПОСТАНОВКА ЗАДАЧ ИССЛЕДОВАНИЯ» из анализа литературных источников установлено, что:

1. Отсутствуют методы охлаждения слитка в МНЛЗ, позволяющие выдерживать рациональный температурный профиль поверхности слитка вдоль технологической оси при произвольных динамических режимах разливки, связанных с изменением скорости разливки, уровня мениска жидкого металла в кристаллизаторе и параметров жидкой стали.
2. Отсутствуют математические модели теплообмена слитка с кристаллизатором, позволяющие рассчитывать величину зазора между слитком и рабочей стенкой кристаллизатора, представляющего наибольшее термическое сопротивление теплопередачи от слитка к воде.
3. Отсутствуют математические модели теплопередачи в рабочей стенке кристаллизатора при динамических режимах разливки, когда изменяется скорость разливки и уровень жидкого металла в кристаллизаторе.
4. Отсутствуют достаточно простые и надежные методы изучения теплообмена слитка с рабочей стенкой во все моменты пребывания слитка в кристаллизаторе. В связи с большим разнообразием шлакообразующих смесей, применяемых для смазки кристаллизатора и значительно влияющих на теплообмен, разработка такого метода является актуальной.
5. Отсутствуют достаточно простые и надежные методы изучения теплообмена слитка с охлаждающими устройствами в зоне вторичного охлаждения МНЛЗ. В связи с широким распространением водовоздушного охлаждения, а также большим разнообразием типов форсунок, разработка таких методов является актуальной.
6. Для криволинейных ролико-форсуночных слябовых МНЛЗ отсутствуют зависимости, позволяющие рассчитывать теплообмен на поверхности сляба в ЗВО с учетом неуправляемого отвода теплоты роликами. Существующие зависимости учитывают теплообмен с роликами лишь приближенно, или вообще его не учитывают, несмотря на то, что роликами в зоне вторичного охлаждения отводится от сляба до 50 % всей теплоты.

7. Отсутствуют инженерные методики расчета эффективного коэффициента теплопроводности жидкого ядра с учетом геометрических размеров сляба, скорости разливки, диаметра отверстий разливочного стакана. Существующие формулы для расчета эффективного коэффициента теплопроводности являются эмпирическими и применимы для условий разливки, при которых были получены.

8. Отсутствуют инженерные методики расчета теплопередачи в рабочей стенке щелевого кристаллизатора, позволяющие достаточно точно рассчитывать термическое сопротивление рабочей стенки и температурные условия в ней.

В связи с изложенным, в работе поставлены следующие задачи:

1. Разработать метод охлаждения слитка в МНЛЗ при динамических режимах разливки, позволяющий выдерживать рациональный температурный профиль поверхности слитка при произвольных стационарных и нестационарных режимах разливки.

2. Разработать математическую модель теплообмена слитка с кристаллизатором, позволяющую рассчитывать величину зазора между слитком и рабочей стенкой, и на её основе установить влияние теплофизических параметров смазки и металла на процессы охлаждения и затвердевания слитка в кристаллизаторе.

3. Разработать экспериментально-расчетный метод исследования интенсивности охлаждения слитка во все моменты его пребывания в кристаллизаторе на основе измерения теплового потока, отводимого охлаждающей водой, при динамических режимах разливки; установить характер изменения тепловых потоков и температур по высоте и толщине рабочей стенки кристаллизатора.

4. Разработать метод исследования теплообмена в ЗВО, включающий исследование теплового баланса бункера вторичного охлаждения, и на его основе получить эмпирическую зависимость интенсивности охлаждения от удельного расхода воды в секциях с водовоздушным охлаждением криволинейной слябовой ролико-форсуночной МНЛЗ.

5. Разработать инженерную модель затвердевания слитка, на основе которой получить аналитическую взаимосвязь параметров охлаждения и затвердевания слитка и разработать способ определения коэффициентов теплоотдачи в секциях вторичного охлаждения путем измерения температуры поверхности слитка; установить зависимость коэффициента теплоотдачи от удельного расхода воды в ЗВО сортовой МНЛЗ.

6. Разработать методику расчета эффективного коэффициента теплопроводности расплава, включающий расчет средней скорости циркуляции расплава в кристаллизаторе и коэффициента теплоотдачи от расплава к твердой фазе, и позволяющую учитывать геометрические размеры слитка, скорость разливки, и диаметр отверстий разливочного стакана.

7. Разработать инженерную методику расчета термического сопротивления рабочей стенки щелевого кристаллизатора и установить температурные условия в рабочей стенке в зависимости от технологических и геометрических

параметров; разработать математическую модель теплообмена в слое теплоизолирующего шлака; дать рекомендации по совершенствованию системы охлаждения кристаллизатора.

8. Установить закономерности изменения интенсивности охлаждения, температуры поверхности, толщины твердой фазы и глубины жидкой фазы слитка в кристаллизаторе и ЗВО МНЛЗ при стационарных и нестационарных режимах.

В главе 2 «ОХЛАЖДЕНИЕ И ЗАТВЕРДЕВАНИЕ СЛИТКА В КРИСТАЛЛИЗАТОРЕ МНЛЗ» разработана математическая модель охлаждения и затвердевания слитка в кристаллизаторе. При динамических режимах уравнение температурного поля слитка имеет вид:

$$C_{\text{эф}}(t) \cdot \rho(t) \frac{dt}{d\tau^*} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda(t) \frac{\partial t}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda(t) \frac{\partial t}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda(t) \frac{\partial t}{\partial z} \right), \Delta H(\tau) < z, \quad (1)$$

где $t = t(x, y, z, \tau)$ – температурное поле слитка; x, y – декартовы координаты; z – координата технологической оси МНЛЗ; τ – текущее время; τ^* – время затвердевания (время пребывания элемента слитка в МНЛЗ); $dt/d\tau^* = \partial t/\partial \tau + v(\tau) \cdot \partial t/\partial z$; $v(\tau)$ – скорость разливки; $C_{\text{эф}}(t)$, $\rho(t)$, $\lambda(t)$ – эффективная теплоемкость, плотность, коэффициент теплопроводности стали; $\Delta H(\tau)$ – уровень мениска жидкого металла. При стационарном режиме $\partial t/\partial \tau = 0$; $dt/d\tau^* = v \cdot \partial t/\partial z$; $\Delta H(\tau) = 0$.

Граничное условие на мениске жидкого металла имеет вид:

$$t|_{z=\Delta H(\tau)} = t_0(\tau), \quad 0 < x < B, \quad 0 < y < A, \quad (2a)$$

где $t_0(\tau)$ – температура жидкой стали в промковше; $2A, 2B$ – ширина и толщина слитка. При отсутствии подачи жидкого металла задается граничное условие:

$$\partial t/\partial z|_{z=\Delta H(\tau)} = 0, \quad 0 < x < B, \quad 0 < y < A. \quad (2б)$$

На поверхности слитка, находящейся в контакте с рабочей стенкой кристаллизатора, задаются граничные условия III-ого рода:

$$-\lambda \cdot \partial t/\partial n|_{n=0} = \alpha(\tau^*) \cdot (t|_{n=0} - t_{\text{в}}), \quad \Delta H(\tau) < z < H_0, \quad (3)$$

где n – нормаль к поверхности слитка; $\alpha(\tau^*)$ – коэффициент теплоотдачи от поверхности слитка к охлаждающей воде; H_0 – высота рабочей стенки кристаллизатора; $t_{\text{в}}$ – средняя температура воды, охлаждающей кристаллизатор.

Внутри слитка задаются граничные условия симметрии:

$$\partial t/\partial x|_{x=B} = 0, \quad 0 < y < A; \quad \partial t/\partial y|_{y=A} = 0, \quad 0 < x < B. \quad (4)$$

Для определения $\lambda(t)$, входящего в (1), предложены выражения:

$$\begin{aligned} \lambda &= \lambda_{\text{м}}(t), \quad t < t_3; \quad \lambda = \lambda_{\text{эф}}, \quad t > t_{\text{л}}; \\ \lambda &= \lambda_{\text{м}}(t_3) + (\lambda_{\text{эф}} - \lambda_{\text{м}}(t_3)) \cdot (t - t_3)/(t_{\text{л}} - t_3), \quad t_3 < t < t_{\text{л}}, \end{aligned} \quad (5)$$

где $\lambda_{\text{м}}(t)$ – молекулярный коэффициент теплопроводности стали в зависимости от t ; $t_{\text{л}}$ и $t_{\text{с}}$ – температуры ликвидуса и солидуса стали; t_3 – средняя температура затвердевания стали; $\lambda_{\text{эф}}$ – эффективный коэффициент теплопроводности

жидкой фазы. Получено выражение для расчета $\lambda_{эф}$ для слябовых заготовок, ширина которых много больше толщины:

$$\lambda_{эф} \cong \left(2/\pi^2\right) \cdot \alpha_{ж} \cdot B_{ж}, \quad (6)$$

где $B_{ж}$ – толщина жидкого ядра сляба (определяется при решении задачи затвердевания); $\alpha_{ж}$ – коэффициент теплоотдачи от жидкой стали к оболочке.

В слябовом кристаллизаторе вынужденная конвекция расплава обусловлена истечением струй из отверстий разливочного стакана, поэтому для расчета $\alpha_{ж}$ можно использовать известную зависимость:

$$\alpha_{ж} = 0,462 \cdot \lambda_{ж} \cdot (w_{м}/a_{ж})^{0,65} \cdot A^{-0,35},$$

где $\lambda_{ж}$, $a_{ж}$ – теплопроводность и температуропроводность жидкой стали; $w_{м}$ – средняя скорость циркуляции расплава в кристаллизаторе параллельно широким граням сляба. При разливе слябов через глуходонный стакан получена формула для расчета средней скорости расплава относительно широких граней сляба в кристаллизаторе:

$$w_{м} \cong 0,17 \cdot v \cdot A/d,$$

где v – скорость разливки; A – полуширина сляба; d – эквивалентный диаметр отверстий глуходонного разливочного стакана.

Для расчета коэффициента α в (3) получены формулы:

$$\begin{aligned} \alpha(\tau^*) &= \left(\delta_0/\lambda_3 + \delta_{ст}/\lambda_{ст} + 1/\alpha_{эф}\right)^{-1}, \text{ при } \delta(\tau^*) \leq \delta_0; \\ \alpha(\tau^*) &= \left(\delta(\tau^*)/\lambda_3 + \delta_{ст}/\lambda_{ст} + 1/\alpha_{эф}\right)^{-1}, \text{ при } \delta(\tau^*) > \delta_0, \end{aligned} \quad (7)$$

где $\delta_0 \geq 0$ – толщина гарнисажа из застывшей смазки на уровне мениска; $\delta(\tau^*)$ – средняя эффективная величина стохастического зазора между слитком и рабочей поверхностью стенки; λ_3 – коэффициент теплопроводности зазора (в случае смазки, обладающей достаточной текучестью, λ_3 равен коэффициенту теплопроводности смазки $\lambda_{см}$); $\delta_{ст}$ – толщина рабочей стенки; $\lambda_{ст}$ – коэффициент теплопроводности материала стенки; $\alpha_{эф}$ – эффективный коэффициент теплоотдачи от стенок каналов к воде. Если профиль рабочей стенки выполнен с учетом усадки слитка, для расчета $\delta(\tau^*)$ получено выражение:

$$\delta(\tau^*) = - \int_0^{\tau^*} \left(\int_0^{\xi_c(\tau^*)} \beta_l \cdot \frac{\partial t(x, \tau^*)}{\partial \tau^*} \cdot dx \right) \cdot d\tau, \quad (8)$$

где $t(x, \tau^*)$ – температура оболочки слитка в зависимости от расстояния до поверхности слитка x и от τ^* ; $\xi_c = \xi_c(\tau^*)$ – толщина оболочки по солидус; β_l – температурный линейный коэффициент расширения.

При стационарном режиме разливки время τ^* определяется выражением: $\tau^* = z/v$, где z – координата, отсчитываемая от уровня мениска жидкого металла; v – постоянная скорость разливки. При динамическом режиме разливки τ^* определяется из решения интегрального уравнения:

$$\int_{\tau-\tau^*}^{\tau} v(\tau') d\tau' = z - \Delta H(\tau - \tau^*), \quad (9)$$

где $v(\tau)$ – изменение скорости разливки со временем; z – координата технологической оси, отсчитываемая от базового уровня; $\Delta H(\tau)$ – расстояние от базового уровня до текущего уровня мениска жидкого металла в кристаллизаторе (уровень мениска).

В стационарном режиме разливки $\Delta H = \text{const} = 0$. В общем случае изменение величины ΔH описывается уравнением:

$$d\Delta H(\tau)/d\tau = v(\tau) - g_{\text{ж}}(\tau), \quad (10)$$

где удельный расход жидкого металла равен:

$$g_{\text{ж}}(\tau) = G_{\text{ж}}(\tau)/F;$$

$G_{\text{ж}}(\tau)$ – объемный расход жидкого металла, подаваемого в кристаллизатор; F – площадь поперечного сечения кристаллизатора.

Система уравнений (1) – (8), составляющая математическую модель охлаждения и затвердевания слитка в кристаллизаторе, решалась численно на ЭВМ методом конечных разностей. Показана адекватность данной математической модели путем сравнения расчетных данных по плотности теплового потока, толщине твердой фазы и температуре поверхности с экспериментальными данными, полученными автором и взятыми из литературных источников. Для примера, на рис. 1 показана зависимость плотности теплового потока от сляба к кристаллизатору от времени затвердевания при $0 < \tau < 100$ с, рассчитанная по модели (1) – (8) для среднеуглеродистой стали при $\delta_0 = 0,04$ мм, $\lambda_3 = 0,08$ Вт/(м·К).

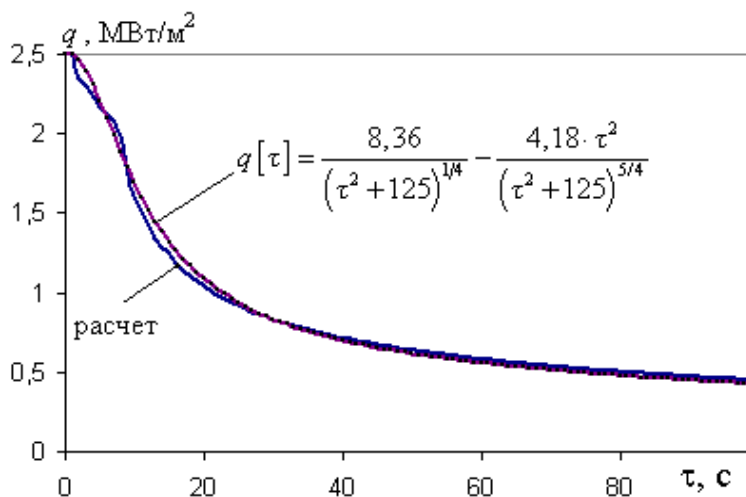


Рис. 1. Зависимость $q(\tau)$ для слябового кристаллизатора.

Также на рис. 1 для сравнения показана зависимость $q(\tau)$, полученная на основе аппроксимации экспериментальных данных, полученных автором для слябового кристаллизатора. При временах $\tau \gg 0$ плотность теплового потока q можно описать выражением:

$$q(\tau) \cong \sigma/\sqrt{\tau}, \quad (11)$$

где σ – коэффициент пропорциональности (в рассмотренном примере $\sigma = 4,18$ МВт/(м²·с^{0,5})). При всех временах затвердевания ($\tau \geq 0$) плотность теплового потока достаточно точно описывается выражением:

$$q(\tau) = \frac{2 \cdot \sigma}{\left(\tau^2 + (2 \cdot \sigma / q_{\max})^4\right)^{1/4}} - \frac{\sigma \cdot \tau^2}{\left(\tau^2 + (2 \cdot \sigma / q_{\max})^4\right)^{5/4}}, \quad 0 \leq \tau, \quad (12)$$

где q_{\max} – максимальная плотность теплового потока на уровне мениска, зависящая от свойств смазки и других факторов (в данном примере $q_{\max} = 2,5$ МВт/м²). При достаточно больших q_{\max} или τ , выражения (8) и (7) дают практически один результат.

Значение величины q_{\max} связано с величиной гарнисажа на уровне мениска δ_0 соотношением:

$$q_{\max} \cong \frac{t_0 - t_B}{\delta_0 / \lambda_{\text{см}} + \delta_{\text{ст}} / \lambda_{\text{ст}} + 1 / \alpha_{\text{эф}}},$$

где t_0 и t_B – температуры жидкой стали и охлаждающей воды.

Как видно из рис. 1, расчетные данные, полученные по модели (1) – (8), и экспериментальные данные по плотности теплового потока в слябовом кристаллизаторе (выражение (12)) хорошо согласуются друг с другом.

Из расчетов по модели (1) – (8) следует, что термическое сопротивление зазора $\delta(\tau) / \lambda_3$, увеличивающееся со временем τ , является главной составляющей полного термического сопротивления от слитка к охлаждающей воде R . Термические сопротивления рабочей стенки δ_M / λ_M и теплоотдачи к воде $1 / \alpha_{\text{эф}}$ при $\tau \gg 0$ составляют несколько процентов от R .

На основе модели (1) – (8) установлено влияние теплофизических параметров смазки и металла на процессы охлаждения и затвердевания слитка в кристаллизаторе. Наиболее значительное влияние на данные процессы оказывают коэффициент теплопроводности зазора (смазки) λ_3 , и коэффициент температурного расширения металла β_l .

Так, на рис. 2 показана зависимость температуры поверхности стального слитка $t_{\text{п}}$ в слябовом кристаллизаторе от времени затвердевания при разных коэффициентах теплопроводности зазора λ_3 , рассчитанная при $\delta_0 = 0$.

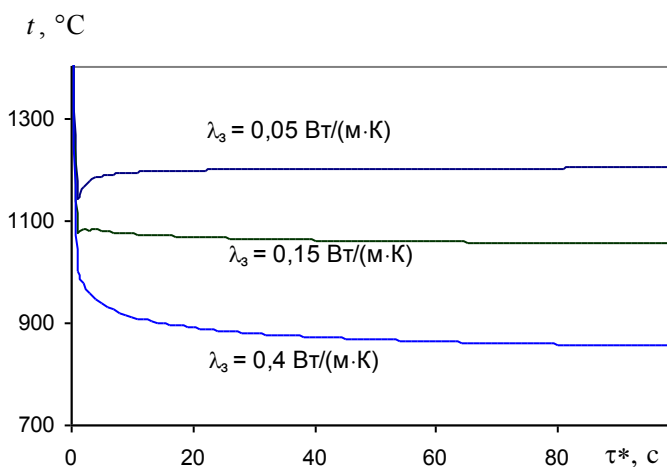


Рис. 2. Зависимость $t_{\text{п}}$ (τ, λ_3).

Как следует из рис. 2, чем больше λ_3 , тем меньше температура поверхности слитка. Если исключить начальные моменты времени, $t_{\text{п}}$ незначительно изменяется со временем τ^* . Выбирая смазку с определенными свойствами, теплопроводности и текучести, можно влиять на

температуру поверхности слитка в кристаллизаторе и на выходе из него.

Увеличение теплопроводности смазки (зазора) λ_3 приводит к увеличению интенсивности теплообмена слитка с кристаллизатором и увеличению

скорости формирования твердой оболочки слитка. Увеличение коэффициента температурного расширения β_l дает противоположный эффект.

В главе 3 «ТЕПЛОВЫЕ ПРОЦЕССЫ В РАБОЧЕЙ СТЕНКЕ КРИСТАЛЛИЗАТОРА» рассмотрены тепловые потоки и температурные условия в рабочей стенке кристаллизатора при стационарных и нестационарных режимах разливки.

Плотность теплового потока в рабочей стенке при стационарном режиме разливки можно определить экспериментально путем установки термопар внутри стенки, однако этот способ довольно трудоемкий и сложный. Определение полного теплового потока через рабочие стенки кристаллизатора представляет более простую задачу: для этого необходимо измерить температуру охлаждающей воды на входе и на выходе из кристаллизатора, и полный расход воды через кристаллизатор: $Q = G \cdot c_v \cdot \Delta t_v$, где Q – полный тепловой поток; G – массовый расход воды через кристаллизатор; c_v – теплоемкость воды; Δt_v – перепад температуры воды в кристаллизаторе. Практически на всех МНЛЗ величины G и Δt_v непрерывно регистрируются.

Полный тепловой поток Q зависит, главным образом, от скорости разливки v , среднего периметра P и рабочей высоты кристаллизатора H .

Средняя плотность теплового потока $q_{cp} = Q / (H \cdot P)$ зависит главным образом от времени, проведенного слитком в кристаллизаторе: $\tau_{кр} = H/v$. Экспериментальное определение величины q_{cp} не представляет больших трудностей.

Как следует из математической модели (1) – (10), при рациональном профиле рабочих стенок и неизменных параметрах жидкой стали плотность теплового потока q , отводимого от поверхности слитка, зависит от времени затвердевания τ^* : $q = q(\tau^*)$.

Получено выражение, связывающее локальную плотность теплового потока q со средней плотностью теплового потока в кристаллизаторе q_{cp} :

$$q(\tau_{кр}) = q_{cp}(\tau_{кр}) + \tau_{кр} \cdot dq_{cp}(\tau_{кр}) / d\tau_{кр}, \quad (13)$$

где $q_{cp}(\tau_{кр})$ – зависимость q_{cp} от времени пребывания слитка в кристаллизаторе $\tau_{кр}$ при стационарной скорости разливки.

Экспериментально исследовалась зависимость $q_{cp}(\tau_{кр})$ при разливке сортовых заготовок квадратного сечения 100×100 мм² в кристаллизаторе сортовой МНЛЗ, установленной в сталеплавильном производстве ЧерМК ОАО «Северсталь». Кристаллизатор имеет параболический профиль рабочих стенок, и скорость разливки достигает значений 6,5 м/мин.

Полученная зависимость $q_{cp}(\tau_{кр})$ в виде точек приведена на рис. 3. При скорости 6,5 м/мин и рабочей высоте кристаллизатора 0,7 м время пребывания слитка в кристаллизаторе составляет около 6,5 с, при этом $q_{cp} \approx 3,5$ МВт/м², что в несколько раз превышает q_{cp} для слябовых кристаллизаторов. Это объясняется гораздо более высокой скоростью разливки и применением в качестве смазки синтетических масел, обладающих большей текучестью по сравнению со шлакообразующими смесями, применяемыми в слябовых кристаллизаторах.

Опытные значения $q_{\text{ср}}$, показанные на рис. 3, с погрешностью не более 5 % описываются зависимостью:

$$q_{\text{ср}}(\tau_{\text{кр}}) = 2 \cdot \sigma / \sqrt{\tau_{\text{кр}}}, \quad (14)$$

где $\sigma = 4,38 \text{ МВт}/(\text{м}^2 \cdot \text{с}^{0,5})$.

Зависимость (14) получена для $\tau_{\text{кр}} > 6,5 \text{ с}$. Если в (14) принять $\tau_{\text{кр}} = 0$, то формально $q_{\text{ср}}$ получится равной бесконечности. Поэтому для зависимости $q_{\text{ср}}(\tau_{\text{кр}})$ при всех временах $\tau_{\text{кр}}$, включая $\tau_{\text{кр}} = 0$, предложена аппроксимация:

$$q_{\text{ср}}(\tau_{\text{кр}}) = \frac{2 \cdot \sigma}{\left(\tau_{\text{кр}}^n + (2 \cdot \sigma / q_{\text{max}})^{2n}\right)^{1/2n}}, \quad (15)$$

где $n \geq 1$ – постоянный коэффициент; q_{max} – плотность теплового потока q на уровне мениска жидкого металла. При $\tau_{\text{кр}} = 0$ выражение (15) дает значение $q_{\text{ср}} = q_{\text{max}}$, а при достаточно больших $\tau_{\text{кр}}$ (15) переходит в (14).

С учетом (13) и (14) получена формула для расчета q при $\tau^* > 6,3 \text{ с}$:

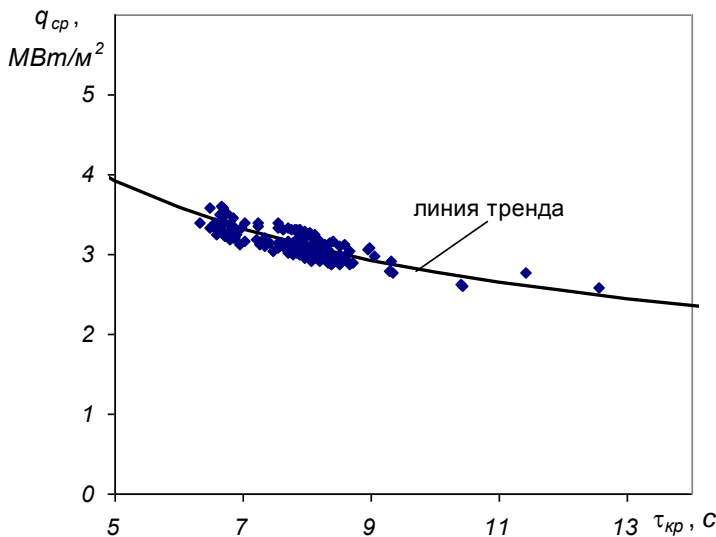
$$q(\tau^*) = \sigma / \sqrt{\tau^*}. \quad (16)$$

С учетом (13) и (15) получена зависимость для $q(\tau^*)$ при $\tau^* \geq 0$:

$$q(\tau^*) = \frac{2 \cdot \sigma}{\left((\tau^*)^n + (2 \cdot \sigma / q_{\text{max}})^{2n}\right)^{1/2n}} - \frac{\sigma \cdot (\tau^*)^n}{\left((\tau^*)^n + (2 \cdot \sigma / q_{\text{max}})^{2n}\right)^{1+1/2n}}, \quad 0 \leq \tau^*. \quad (17)$$

При $\tau_{\text{кр}} = 0$ выражение (17) дает значение $q = q_{\text{max}}$, а при достаточно больших $\tau_{\text{кр}}$ (17) переходит в (16).

Рис. 3. Зависимость $q_{\text{ср}}(\tau_{\text{кр}})$.



Для стационарного режима разливки, когда $\tau^* = z/v$ на основе выражения (17) при $n = 2$ получено выражение, описывающее величину q в зависимости от координаты технологической оси z , отсчитываемой от уровня мениска жидкого металла:

$$q(z) = \frac{1}{2} \cdot q_{\text{ср}} \cdot \sqrt{H/z} \cdot \left\{ \begin{array}{l} 2 \cdot \left(1 + 16 \cdot \left(q_{\text{ср}}/q_{\text{max}}\right)^4 \left(H/z\right)^2\right)^{-1/4} - \\ - \left(1 + 16 \cdot \left(q_{\text{ср}}/q_{\text{max}}\right)^4 \left(H/z\right)^2\right)^{-5/4} \end{array} \right\}. \quad (18)$$

В формулах (15), (17) и (18) неопределенной величиной является q_{\max} – максимальная плотность теплового потока на уровне мениска жидкого металла. Величина q_{\max} влияет на затвердевание слитка в начальные моменты времени и температурные условия рабочей стенки в верхней части кристаллизатора. Следует отметить, что величина q_{\max} является статистической, т.к. при реальных условиях разливки на q_{\max} влияет множество факторов: теплофизические свойства смазки, колебание кристаллизатора, колебание поверхности жидкой стали в кристаллизаторе, которые влияют на толщину смазки δ_0 на уровне мениска. Очевидно, что величина $q_{\max} > q_{\text{ср}}$, поэтому для рассмотренного сортового кристаллизатора $q_{\max} > 3,5 \text{ МВт/м}^2$.

Величина q_{\max} обычно определяется экспериментально методом термопар, устанавливаемых в рабочей стенке. Однако, это можно сделать также путем измерения теплового потока, отводимого охлаждающей водой, при нестационарных режимах разливки, и численном моделировании теплопередачи в рабочей стенке кристаллизатора.

Разработана математическая модель теплопередачи в рабочей стенке кристаллизатора при динамических режимах разливки. Плотность теплового потока, отводимого от поверхности слитка к рабочей стенке кристаллизатора в текущий момент времени τ на отметке z , можно рассчитать по формулам:

$$\begin{aligned} q'(z, \tau) &= q(\tau^*(z, \tau)), \Delta H(\tau) < z < H_0; \\ q'(z, \tau) &= 0, 0 < z < \Delta H(\tau). \end{aligned} \quad (19)$$

Тепловой поток, отводимый от слитка к рабочей стенке кристаллизатора в момент времени τ , с учетом (19) определяется выражением:

$$Q'(\tau) = P \cdot \int_0^{H_0} q'(z, \tau) \cdot dz = P \cdot \int_{\Delta H(\tau)}^{H_0} q(\tau^*(z, \tau)) \cdot dz, \quad (20)$$

где P – периметр рабочей стенки кристаллизатора; H_0 – высота рабочей поверхности кристаллизатора, где имеется контакт со слябом, в стационарном режиме разливки;

Рассмотрим простые переходные процессы в кристаллизаторе, принимая, что при $\tau < 0$ имеет место стационарный режим разливки при скорости v_1 :

а) скорость разливки при $\tau = 0$ скачком изменяется от v_1 до v_2 , а удельный расход жидкого металла от $g_{ж1} = v_1$ до $g_{ж2} = v_2$;

б) скорость разливки при $\tau = 0$ скачком изменяется от v_1 до v_2 , а удельный расход жидкого металла уменьшается до нуля, т.е. $g_{ж1} = v_1, g_{ж2} = 0$;

в) скорость разливки при $\tau = 0$ скачком изменяется от v_1 до v_2 , а удельный расход жидкого металла не изменяется, т.е. $g_{ж1} = g_{ж2} = v_1$;

г) скорость разливки не изменяется, т.е. $v_1 = v_2$, а удельный расход жидкого металла при $\tau = 0$ уменьшается до нуля, т.е. $g_{ж1} = v_1$ до $g_{ж2} = 0$;

Для данных режимов разливки получены соотношения, связывающие плотность теплового потока q со скоростью изменения величины Q' :

$$dQ'/d\tau = P \cdot (v_1 - v_2) \left\{ q\left(\frac{H_0 + \tau(v_1 - v_2)}{v_1}\right) - q(\tau) \right\}, 0 \leq \tau; \quad (21a)$$

$$dQ'/d\tau = P \cdot \left\{ (v_1 - v_2) \cdot q \left(\frac{H_0 + \tau(v_1 - v_2)}{v_1} \right) - v_1 \cdot q(\tau) \right\}, \quad 0 \leq \tau; \quad (21б)$$

$$dQ'/d\tau = P \cdot (v_1 - v_2) \cdot q \left(\frac{H_0 + \tau(v_1 - v_2)}{v_1} \right), \quad 0 \leq \tau; \quad (21в)$$

$$dQ'/d\tau = -P \cdot v_1 \cdot q(\tau), \quad 0 \leq \tau < H_0/v_1, \quad (21г)$$

$$q \left(\frac{H_0 + \tau \cdot (v_1 - v_2)}{v_1} \right) \cong \sigma / \sqrt{\left(\frac{H_0 + \tau \cdot (v_1 - v_2)}{v_1} \right)}, \quad 0 \leq \tau.$$

Из формул (21) следует, что переходные процессы в рабочей стенке кристаллизатора могут быть весьма информативными: зная, как изменяется тепловой поток от сляба к рабочей стенке $Q'(\tau)$ в данном переходном процессе, из выражений (21) можно в принципе определить плотность теплового потока $q(\tau)$, отводимого от поверхности сляба, для всех моментов времени затвердевания, в том числе и $\tau = 0$, когда $q = q_{\max}$.

Экспериментально достаточно просто можно определить тепловой поток, отводимый из кристаллизатора охлаждающей водой $Q''(\tau)$. Для установления взаимосвязи величин $Q''(\tau)$ и $Q'(\tau)$ разработана математическая модель:

$$\left. \begin{aligned} \partial t / \partial \tau &= a_{\text{ст}} \left(\partial^2 t / \partial x^2 + \partial^2 t / \partial z^2 \right); \quad 0 < z < H_0; \quad 0 < x < \delta_{\text{ст}}, \quad \tau > 0; \\ t(x, z, \tau) \Big|_{\tau=0} &= t_0(x, z), \quad 0 \leq x \leq \delta_{\text{ст}}, \quad 0 \leq z \leq H_0; \\ \partial t / \partial z \Big|_{z=0} &= \partial t / \partial z \Big|_{z=H_0} = 0, \quad 0 < x < \delta_{\text{ст}}, \quad \tau > 0; \\ -\lambda_{\text{ст}} \partial t / \partial x \Big|_{x=0} &= q'(z, \tau); \quad 0 \leq z \leq H_0; \quad \tau > 0; \\ q''(z, \tau) &= -\lambda_{\text{ст}} \partial t / \partial x \Big|_{x=\delta_{\text{ст}}} = \alpha_{\text{эф}} \cdot (t \Big|_{x=\delta} - t_{\text{в}}); \quad 0 \leq z \leq H_0; \quad \tau > 0; \\ Q''(\tau) &= P \cdot \int_0^{H_0} q''(z, \tau) \cdot dz, \end{aligned} \right\} \quad (22)$$

где t – температурное поле рабочей стенки; x – координата, направленная поперек рабочей стенки; z – координата, направленная вдоль рабочей стенки; $\delta_{\text{ст}}$ – толщина рабочей стенки; $a_{\text{ст}}$ и $\lambda_{\text{ст}}$ – коэффициенты теплопроводности и теплопроводности материала стенки; $t_0(x, z)$ – стационарное температурное поле рабочей стенки в начальный момент времени $\tau = 0$; $q'(z, \tau)$ описывается выражениями (19); $\alpha_{\text{эф}}$ – эффективный коэффициент теплоотдачи к охлаждающей воде, учитывающий форму охлаждаемых каналов; $t_{\text{в}}$ – средняя температура охлаждающей воды; $q''(z, \tau)$ – плотность теплового потока от рабочей стенке к охлаждающей воде.

Система уравнений (22), описывающая теплопередачу в рабочей стенке, решалась численно методом конечных разностей по явной схеме аппроксимации.

Установлены закономерности изменения Q' и Q'' при одинарных и двойных скачках скорости разливки, а также при изменении уровня жидкого металла в кристаллизаторе. Так, на рис. 4 показано изменение величин Q' и Q'' для

кристаллизатора сортовой МНЛЗ, разливающей слитки 100×100 мм, в зависимости от времени τ , прошедшего после скачка скорости разливки от 5,5 м/мин до 3,5 м/мин при неизменном уровне жидкого металла в кристаллизаторе. При расчете толщина медной рабочей стенки кристаллизатора принята равной 0,11 м, ее рабочая высота – 0,7 м. Из рис. 4 следует, что из-за тепловой инерции рабочей стенки Q'' в переходных процессах не равно Q' ; в стационарных условиях эти величины равны.

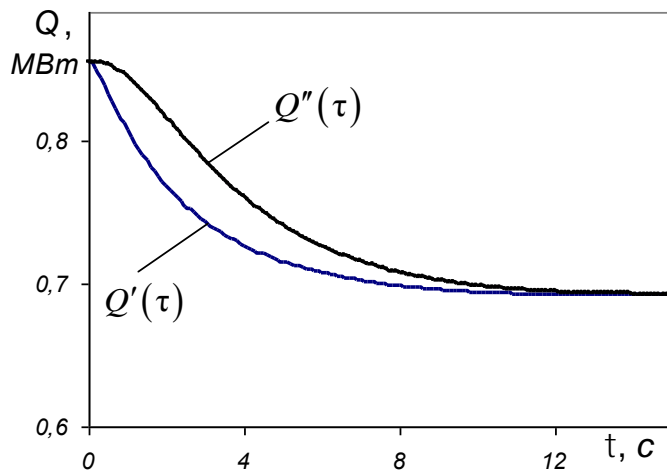


Рис. 4. Зависимости $Q'(\tau)$ и $Q''(\tau)$.

При моделировании теплопередачи от слитка к воде рабочую стенку можно считать плоской с толщиной $\delta_{ст}$, при этом теплоотдача от стенки к воде характеризуется эффективным коэффициентом теплоотдачи $\alpha_{эф}$, зависящим от формы каналов. Для рабочей стенки щелевого кристаллизатора разработана методика определения

эффективного коэффициента $\alpha_{эф}$.

Схема элемента поперечного сечения рабочей стенки щелевого кристаллизатора показан на рис. 5.

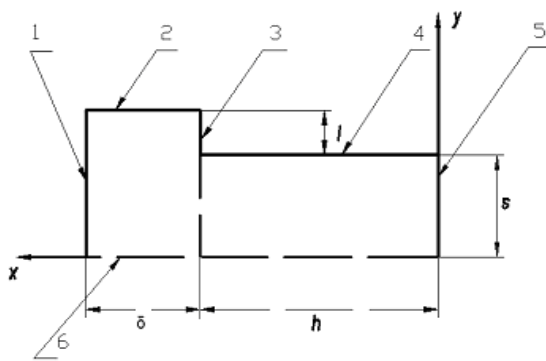


Рис. 5. Схема элемента рабочей стенки щелевого кристаллизатора.

Поверхностью 1 медная рабочая стенка контактирует с отливаемым слитком, а поверхностями 3 и 4 – с охлаждающей водой. Поверхность 5 соприкасается со стальным корпусом. На поверхностях 2 и 6 выполняются условия симметрии, поэтому здесь теплообмен отсутствует

(адиабатические поверхности). Размеры ребра: $h \times s$. Размеры основания стенки: $\delta \times (s + l)$.

Рабочую стенку можно представить состоящей из двух элементов: основания стенки толщиной δ и ребра. Температурное поле в основании стенки считаем одномерным, его расчет не вызывает затруднений. Температурное поле в ребре длиной h и толщиной $2s$ описывается системой уравнений:

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial^2 \mathcal{G}}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \mathcal{G}}{\partial y^2} &= 0, \quad 0 < x < h; \quad 0 < y < s; \\ \partial \mathcal{G} / \partial x|_{x=0} &= 0, \quad 0 \leq y \leq s; \quad \partial \mathcal{G} / \partial y|_{y=0} = 0, \quad 0 \leq x \leq h; \\ \partial \mathcal{G} / \partial y|_{y=s} &= -(\alpha_b / \lambda_m) \cdot \mathcal{G}|_{y=s}, \quad 0 \leq x \leq h; \quad \mathcal{G}|_{x=h} = \mathcal{G}_0, \quad 0 \leq y \leq s, \end{aligned} \right\} \quad (23)$$

где x, y – текущие координаты; $\mathcal{G} = t - t_b$; t – текущая температура; t_b – температура охлаждающей воды; α_b – коэффициент теплоотдачи от поверхности 4 к охлаждающей воде; λ_m – коэффициент теплопроводности материала стенки.

Получено решение системы уравнений (23) в виде:

$$\mathcal{G}(x, y) = 2\mathcal{G}_0 \cdot \sum_{k=1}^{\infty} \frac{D_k}{\operatorname{ch}(\mu_k \cdot h/s)} \cdot \cos\left(\mu_k \cdot \frac{y}{s}\right) \cdot \operatorname{ch}\left(\mu_k \cdot \frac{x}{s}\right); \quad (24)$$

$$D_k = \frac{\sin \mu_k}{\mu_k + \sin \mu_k \cdot \cos \mu_k},$$

где коэффициенты μ_k в (24) находятся из характеристического уравнения:

$$\operatorname{tg}(\mu_k) = \operatorname{Bi} / \mu_k,$$

где $\operatorname{Bi} = \alpha_b \cdot s / \lambda_m$ – критерий Био.

На основе (24) получено соотношение для расчета эффективного коэффициента теплоотдачи к охлаждающей воде $\alpha_{\text{эф}}$, учитывающего геометрическую форму каналов и входящего в уравнения (7) и (22):

$$\alpha_{\text{эф}} = (1/R_{lp} + \alpha_b \cdot l) / (s + l), \quad (25)$$

$$R_{lp} = \left\{ 2 \cdot \lambda_m \cdot \sum_{k=1}^{\infty} \frac{D_k}{\operatorname{ch}(\mu_k \cdot h/s)} \cdot \sin(\mu_k) \cdot \operatorname{sh}(\mu_k \cdot h/s) \right\}^{-1},$$

Разработанная инженерная методика расчета $\alpha_{\text{эф}}$ сравнивалась с известной инженерной методикой и с результатами численного расчета. В известной инженерной методике сделано допущение, что температурное поле в основании рабочей стенки и в ребре является одномерным, тогда как в разработанной методике температурное поле в ребре принимается двухмерным.

Например, при $h = 0,025$ м; $l = 0,0045$ м; $s = 0,013$ м; $\lambda_{\text{ст}} = 385$ Вт/(м·К); $\alpha_b = 20000$ Вт/(м·К) разработанная инженерная методика дает значения $\alpha_{\text{эф}}$ на 1,5 % больше, чем получаются численным расчетом (более точным), тогда как известная инженерная методика дает значения $\alpha_{\text{эф}}$ на 10 % больше, чем численный метод.

На основе выражения (25) можно производить инженерный расчет теплопередачи в рабочей стенке щелевого кристаллизатора так же, как для плоской стенки. Однако, так как материал рабочей стенки (медь) имеет высокую теплопроводность, а плотность теплового потока резко изменяется по высоте кристаллизатора, то теплота может распространяться не только поперек рабочей стенки, но также вдоль нее. На основе математической модели

теплопередачи в рабочей стенке (22), примененной к стационарным условиям разливки, показано, что, максимальная температура рабочей поверхности плоской стенки получается меньше, чем дает формула:

$$t_{\text{ст}} = t_{\text{в}} + q_{\text{max}} \cdot \left(1/\alpha_{\text{эф}} + \delta/\lambda_{\text{м}} \right),$$

где q_{max} – плотность теплового потока от сляба к рабочей стенке на уровне мениска жидкого металла. Кроме того, плотность теплового потока, передаваемого от стенки к охлаждающей воде на том же уровне кристаллизатора получается меньше величины q_{max} , несмотря на то, что стенка плоская. Чем больше скорость разливки, тем меньше проявляется перенос теплоты теплопроводностью вдоль рабочей стенки. При скоростях разливки менее 1 м/мин (слябовые кристаллизаторы) это явление следует учитывать при расчете теплового состояния кристаллизатора. При скоростях разливки более 5 м/мин (сортовые кристаллизаторы) этим явлением можно пренебречь.

Установлено влияние скорости воды в каналах и геометрических размеров канала (l, h, s) на коэффициент $\alpha_{\text{эф}}$; показано, что эффективней всего увеличить $\alpha_{\text{эф}}$ можно за счет одновременного уменьшения расстояния между каналами $2s$ и ширины каналов $2l$. При этом можно уменьшать высоту каналов h , и скорость воды в каналах w , что приведет к сокращению расхода охлаждающей воды и расхода меди на изготовление стенки.

Установлены закономерности изменения температур охлаждающей воды, стенки каналов и рабочей поверхности стенки по высоте щелевого кристаллизатора вертикальной МНЛЗ в зависимости от геометрических и технологических параметров.

В главе 4 «ИССЛЕДОВАНИЕ ОХЛАЖДЕНИЯ СЛИТКА В ЗОНЕ ВТОРИЧНОГО ОХЛАЖДЕНИЯ» разработаны методы определения интенсивности теплообмена на поверхности слитка (сляба) в ЗВО в зависимости от влияющих факторов. Основными факторами являются удельный расход воды g , подаваемой на поверхность слитка из форсунок, а также неуправляемый теплообмен с роликами.

Первый метод основан на непосредственном измерении температуры поверхности заготовки в отдельных секциях ЗВО, и на математическом моделировании охлаждения и затвердевания слитка в МНЛЗ при стационарном режиме разливки. Для установления аналитической взаимосвязи между параметрами охлаждения и затвердевания разработана инженерная модель затвердевания, позволяющая рассчитывать степень кривизны температурного поля в оболочке слитка. Показана достаточная точность данной инженерной модели путем сравнения результатов расчета процесса затвердевания с известным точным решением задачи затвердевания плоского полуограниченного тела при постоянных граничных условиях I-ого рода (задача Стефана) и численным решением задачи затвердевания стального сляба при постоянных граничных условиях III-ого рода. На основе данной инженерной модели получены аналитические выражения для расчета толщины оболочки при постоянных граничных условиях I-ого и III-ого рода, а также температуры поверхности слитка при граничных условиях III-ого рода.

Для определения коэффициента теплоотдачи α на поверхности слитка с жидким ядром на основе инженерной модели получены выражения:

$$\alpha = \frac{q}{t_{\text{п}} - t_{\text{в}}}; \quad q = n \cdot \lambda \cdot \frac{t_{\text{с}} - t_{\text{п}}}{\xi_{\text{с}}};$$

$$n = 1 + \left(1 + 4 \cdot L / (c \cdot (t_{\text{с}} - t_{\text{п}}))\right)^{-1}, \quad (26)$$

где n – коэффициент кривизны температурного поля в оболочке слитка; $\xi_{\text{с}}$ – толщина оболочки по температуре солидуса; $t_{\text{с}}$, $t_{\text{п}}$ – температуры солидуса и поверхности слитка; $t_{\text{в}}$ – температура охлаждающей воды; λ – средний коэффициент теплопроводности стали в интервале температур $t_{\text{п}} \div t_{\text{с}}$; c , L – средняя массовая теплоемкость и теплота затвердевания стали. Показано, что выражения (26) можно применять не только для слябовых, но и для сортовых заготовок, при условии, что $\xi_{\text{с}}$ примерно в два раза меньше половины толщины заготовки.

Установлено влияние периодичности расположения роликов и форсунок на погрешность измерения температуры поверхности слитка $t_{\text{п}}$ и разработаны рекомендации по установке датчика для измерения $t_{\text{п}}$ в секциях ЗВО.

Данный метод был использован при исследовании теплообмена в ЗВО сортовой МНЛЗ, разливающей стальные заготовки 100×100 в сталеплавильном производстве ЧерМК ОАО «Северсталь». Все секции ЗВО сортовой МНЛЗ оснащены водяными форсунками, число роликов незначительно, и они практически не участвуют в теплообмене.

Для измерения $t_{\text{п}}$ в центре боковой грани заготовки 100×100 мм², использовали цветные пирометры. Диапазон измерения температуры составлял 700 ÷ 1400 °С, погрешность измерения – не выше ± 25 °С. Пирометры устанавливались в конце каждой зоны охлаждения, при обработке экспериментальных данных использовались значения температур, полученные при скорости разлива 5,5 м/мин.

Толщина $\xi_{\text{с}}$ в месте расположения пирометров рассчитывалась путем численного моделирования процесса затвердевания слитка в кристаллизаторе и ЗВО методом последовательных приближений: в кристаллизаторе на поверхности слитка задавалась плотность теплового потока на основе зависимости (18), в секциях ЗВО на поверхности слитка задавалась температура, равная измеренной пирометрами; таким образом, сначала расчет затвердевания слитка в ЗВО производился при граничных условиях I-ого рода, при этом в первом приближении определялась толщина оболочки $\xi_{\text{с}}$; по формулам (26) определялись коэффициенты теплоотдачи α_i в отдельных зонах; после этого расчет затвердевания слитка в ЗВО производился при граничных условиях III-ого рода (на поверхности слитка в секциях ЗВО задавались найденные коэффициенты теплоотдачи α_i). Во втором приближении определялась толщина оболочки $\xi_{\text{с}}$ в местах измерения температуры, и по формулам (26) пересчитывались коэффициенты теплоотдачи α_i .

Погрешность определения α_i данным методом наиболее существенно зависит от погрешности измерения $t_{п}$, и при погрешности пирометра ± 25 °С не превышает 6,5 %.

На рис. 6 в виде точек показаны парные значения α_i и удельных расходов воды g_i в зонах, рассчитанных по регистрируемым расходам воды в зонах.

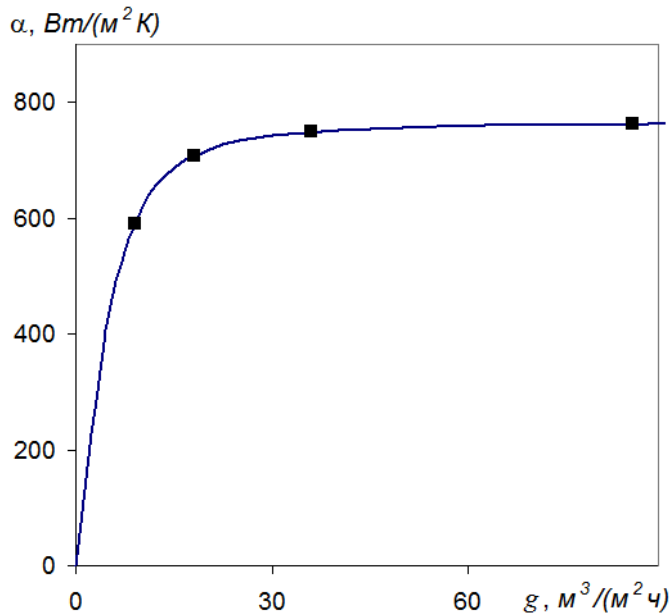


Рис. 6. Зависимость $\alpha(g)$.

Из рис. 6 следует, что при водяных форсунках коэффициент теплоотдачи α на поверхности сляба при увеличении удельного расхода охлаждающей воды g сначала увеличивается, а потом, начиная с $g \approx 20 \text{ м}^3/(\text{м}^2 \cdot \text{ч})$, происходит практическая стабилизация коэффициента теплоотдачи на значении примерно $760 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$, несмотря на значительное увеличение удельного расхода воды.

В первой секции ЗВО сортовой МНЛЗ (сразу под кристаллизатором) удельный расход воды превышает значение $80 \text{ м}^3/(\text{м}^2 \cdot \text{ч})$, а коэффициент теплоотдачи составляет всего $765 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$. Во второй секции ЗВО $g \approx 35 \text{ м}^3/(\text{м}^2 \cdot \text{ч})$, а $\alpha \approx 762 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$.

Это объясняется тем, что при удельных расходах воды, превышающих примерно $20 \text{ м}^3/(\text{м}^2 \cdot \text{ч})$, поверхность слитка покрывается сплошной пленкой воды, и увеличение расхода воды уже практически не влияет на интенсивность теплоотдачи.

На рис. 6 показана также аппроксимирующая зависимость $\alpha(g)$ в виде сплошной линии, описываемой формулой:

$$\alpha(g) = 765 \cdot g / \sqrt{55 + g^2},$$

где $[g] = \text{м}^3/(\text{м}^2 \cdot \text{ч})$; $[\alpha] = \text{Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$.

При $g > 20 \text{ м}^3/(\text{м}^2 \cdot \text{ч})$ управлять охлаждением в первых трех зонах ЗВО сортовой МНЛЗ практически не представляется возможным, поскольку изменение g практически не отражается на α . Т.к. в первых 2-х зонах данной сортовой МНЛЗ величина g значительно превышает значение $20 \text{ м}^3/(\text{м}^2 \cdot \text{ч})$, то разработаны рекомендации по ограничению расходов воды в зонах с целью экономии воды и электроэнергии.

Второй метод исследования теплообмена сляба с охлаждающими устройствами в ЗВО основан на исследовании теплового баланса бункера ЗВО. Его можно применять для ролико-форсуночных слябовых МНЛЗ, где количество теплоты, отводимой роликами, является значительным (до 50 % всего

количества тепла, отводимого от сляба в ЗВО), и, кроме того, отвод теплоты роликами является в настоящее время неуправляемым.

Для примера, на рис. 7. показаны тепловые потоки $Q_{рол}(j)$ кВт, отводимые отдельными роликами (j – номер ролика) при разливке сляба из низкоуглеродистой стали сечением 1080×250 на малом радиусе криволинейной слябовой МНЛЗ № 3 сталеплавильного производства ЧерМК при стационарных скоростях разливки 0,9 м/мин и 1,2 м/мин.

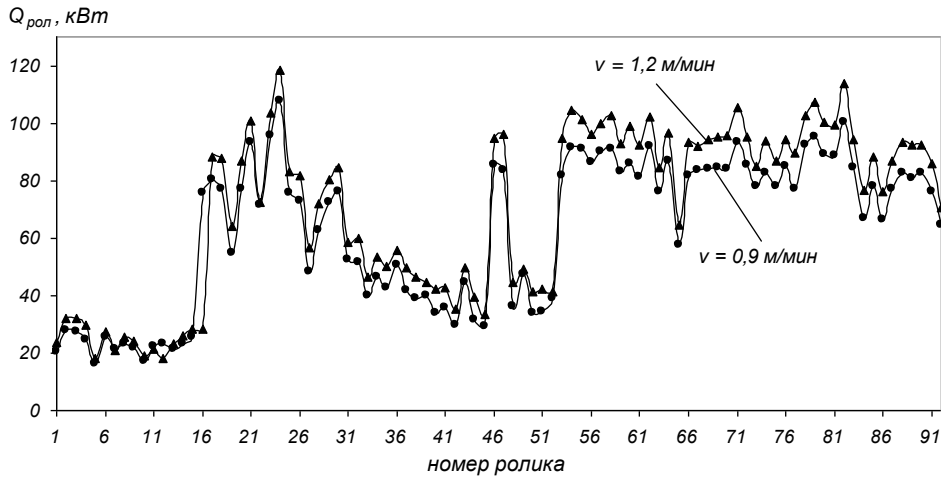


Рис. 7. Зависимость $Q_{рол}(j)$.

Разработана методика составления материального и теплового баланса для ЗВО, позволяющая определять количество теплоты, отведенной от слитка в ЗВО. Разработана методика экспериментального определения количества теплоты, отводимой паровоздушной смесью (ПВС) из бункера ЗВО МНЛЗ, включающая измерение температуры и скорости ПВС на выходе из бункера. Предложена зависимость для определения средней плотности теплового потока, отводимого от сляба в отдельных зонах вторичного охлаждения:

$$q_i = k_i \cdot g_i + q_{рол,i}, \quad (27)$$

где q_i – средняя плотность теплового потока на поверхности сляба в i -ой секции; $q_{рол,i}$ – плотность теплового потока, отводимого роликами в i -ой секции; g_i – удельный расход воды в i -ой секции; k_i – коэффициент, определяемый соотношением

$$k_i = x_{п0}(i) \cdot (r + c_v \cdot (t_{нас} - t_v)) + (1 - x_{п0}(i)) \cdot c_v \cdot (t_{сл}(i) - t_v), \quad (28)$$

где $x_{п0}(i)$ – доля воды, подаваемой из форсунок, и превратившейся в пар в i -ой секции; r – теплота испарения воды при атмосферном давлении; c_v – теплоемкость воды; $t_{нас}$ – температура насыщения воды при атмосферном давлении; t_v – температура воды, подаваемой на форсунки; $t_{сл}(i)$ – температура неиспарившейся воды, сливающейся со сляба в i -ой секции.

Экспериментально было установлено, что в зонах с водовоздушным охлаждением неиспарившаяся вода, сливающаяся со сляба, имеет температуру насыщения, т.е. $t_{сл} = t_{нас}$. С учетом этого, в зонах с водовоздушным охлаждением формула (28) принимает вид:

$$k_i = x_{п0}(i) \cdot r + c_v \cdot (t_{нас} - t_v).$$

Для секций с водяным охлаждением $t_{сл} < 100$ °С.

Плотность теплового потока, отводимого роликами, определяется соотношением:

$$q_{рол,i} = c_v \cdot G_{рол,i} \cdot \Delta t_{рол,i} / F_i,$$

где $G_{рол,i}$, $\Delta t_{рол,i}$ – расход и нагрев воды в роликах i -ой секции; F_i – площадь поверхности сляба в данной зоне. Отметим, что величины $G_{рол}$, $\Delta t_{рол}$ для современных МНЛЗ непрерывно регистрируются в системе автоматизации для отдельных роликов, поэтому величина $q_{рол}$ может быть определена в любой момент времени для любой зоны вторичного охлаждения.

Коэффициент $x_{п0}(i)$ определяется так:

$$x_{п0}(i) = G_{п0}(i) / G_{вод}(i),$$

где $G_{п0}(i)$ – расход пара на выходе из i -ой секции; $G_{вод}(i)$ – расход охлаждающей воды из форсунок в i -ой секции.

Выполняется следующее соотношение:

$$\sum_{i=1}^N x_{п0}(i) \cdot G_{вод}(i) = G_{п0}, \quad (29)$$

где $G_{п0}$ – расход пара на выходе из всех секций ЗВО; N – число секций ЗВО.

В результате поступления относительно холодного воздуха в бункер ЗВО из водовоздушных форсунок, и из-за присосов, часть пара $G_{п0}$ конденсируется, и расход пара в ПВС $G_{п}$, удаляемой из бункера, меньше суммарного расхода пара на выходе из ЗВО $G_{п0}$.

На основе измерения температуры, давления и расхода паровоздушной смеси, удаляемой из бункера ЗВО, и температуры воздуха в цехе, разработана методика определения величин $G_{п}$ и $G_{п0}$. Проводя серию измерений величины $G_{п0}$ при различных скоростях разливки и расходах воды $G_{вод}(i)$ в секциях, и составляя систему уравнений на основе соотношения (29), можно определить величины $x_{п0}(i)$ для секций с различными типами форсунок.

Данным методом исследовался тепловой баланс ЗВО слябовой роликофорсуночной МНЛЗ № 3 (5-й ручей) сталеплавильного производства ЧерМК при разливке слябов толщиной 250 мм и шириной 1450 мм. МНЛЗ № 3 имеет две секции с водяным охлаждением (сразу после кристаллизатора) и семь секций с водовоздушным охлаждением. В различных опытах скорость разливки составляла $v = 0,97; 1,08; 1,34$ м/мин. Расходы воды на форсунки регулируются по секциям в зависимости от скорости разливки с учетом марки разливаемой стали, и регистрируются в системе АСУ МНЛЗ. Общий расход воды на форсунки при данных скоростях составлял $G_{вод} = 13,3; 14,4; 16,1$ кг/с. Температура охлаждающей воды составляла 22,6; 23,7; 26,1 °С. Измеренная температура удаляемой паровоздушной смеси – 54,3; 57,6; 61,8 °С. Объемный расход паровоздушной смеси, удаляемой из бункера ЗВО – 110 тыс. м³/ч.

Рассчитанный общий выход пара из ЗВО составил соответственно $G_{п0} = 3,61; 4,01; 4,63$ кг/с.

Принималось, что коэффициенты $x_{п0}(i)$ различаются для секций с водяными и водовоздушными форсунками, но для простоты было принято, что для всех секций с водовоздушным охлаждением эти коэффициенты примерно равны; то же самое для секций с водяным охлаждением.

В результате решения системы уравнений (29), составленных по данным опытов получились следующие данные: для секций с водяным охлаждением $x_{п0} = 0,069 \div 0,076$; с водовоздушным – $x_{п0} = 0,361 \div 0,371$.

Для зон с водовоздушным охлаждением величина k , определяемая выражением (28), получилась практически одинаковой для всех трех опытов: $k_{ВВ} = 1143$ кДж/кг. Величина k определяет количество тепла, отведенное от поверхности сляба, за счет разбрызгивания форсунками 1 кг воды.

Таким образом, для зон с водовоздушным охлаждением слябовой МНЛЗ № 3 ЧерМК можно предложить зависимость для определения средней плотности теплового потока, кВт/м², в i -ой секции ЗВО:

$$q_i = 1143 \cdot g_i + q_{рол,i}, [g] = \text{кг}/(\text{м}^2 \cdot \text{с});$$

$$q_i = 317,9 \cdot g_i + q_{рол,i}, [g] = \text{м}^3/(\text{м}^2 \cdot \text{ч}).$$

Величины $q_{рол,i}$ должны определяться на основе текущих данных по расходам и нагреву воды, охлаждающей ролики в ЗВО. В среднем для ЗВО величина $q_{рол,i}$ в рассмотренных опытах изменялась в диапазоне $127 \div 136$ кВт/м²; для отдельных секций разброс получается существенно больше.

Отметим, что величина k в формуле (27) зависит от типа охлаждающих форсунок и их расположения относительно сляба и роликов, может зависеть от удельного расхода воды g (при больших значениях g) и от температуры поверхности охлаждаемого сляба. Данный вопрос требует дополнительных исследований.

В проектно-исследовательской организации «Уралмаш–Металлургическое оборудование» при экспериментальном исследовании водовоздушных форсунок установлено, что средний коэффициент теплоотдачи при охлаждении высокотемпературной стальной поверхности зависит от температуры поверхности $t_{п}$ согласно выражению:

$$\alpha \sim t_{п}^{-1,5}.$$

Отсюда следует, что при увеличении температуры поверхности сляба от 900 до 1100 °С коэффициент теплоотдачи α уменьшается на 26 %, тогда как плотность теплового потока $q \cong \alpha \cdot t_{п}$ уменьшается всего на 10 %; коэффициент k при водовоздушном охлаждении зависит от температуры поверхности согласно выражению:

$$k \sim t_{п}^{-0,5}.$$

Т.к. коэффициент теплоотдачи $\alpha = q/t_{п}$ гораздо более сильно зависит от температуры поверхности, чем коэффициент k , то использование условного, по существу, коэффициента теплоотдачи α при описании теплообмена в ЗВО МНЛЗ представляется менее удобным, чем определение коэффициента k

(формула (28)) и непосредственный расчет плотности теплового потока по зависимости (27).

Зависимость (27) представляется также более удобной при управлении теплообменом в зоне вторичного охлаждения ролико-форсуночной МНЛЗ, т.к. позволяет достаточно точно учитывать теплообмен сляба с роликами. В известных зависимостях теплообмен с роликами учитывается достаточно приближенно, или вообще не учитывается.

В главе 5 «РАЦИОНАЛЬНОЕ ОХЛАЖДЕНИЕ И ЗАТВЕРДЕВАНИЕ СЛЯБА В МНЛЗ» разработан метод рационального охлаждения и затвердевания сляба в криволинейной МНЛЗ при динамических режимах разливки. Принцип рационального охлаждения и затвердевания сляба в МНЛЗ состоит в том, что температура поверхности t_n выделенного элемента сляба определяется только временем пребывания данного элемента в МНЛЗ τ^* и маркой стали M как при стационарных, так и динамических режимах разливки:

$$t_n = t_n(\tau^*, M). \quad (30)$$

При рациональном охлаждении температура поверхности сляба резко снижается в начальные моменты времени в кристаллизаторе, а в ЗВО держится на неизменном рациональном уровне $t_{ЗВО}$ в диапазоне температур $900 \div 1050$ °С (в зависимости от марки стали), как показано на рис. 8.

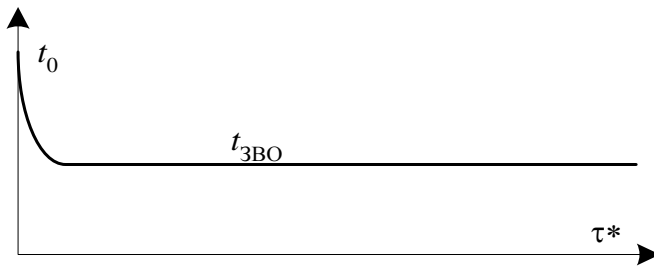


Рис. 8. Зависимость $t_n(\tau^*)$.

Если параметры жидкой стали, подаваемой в кристаллизатор, неизменны, то из (30) следует, что плотность теплового потока от поверхности сляба q и толщина оболочки сляба ξ также являются

функцией τ^* и M :

$$q = q(\tau^*, M); \quad \xi = \xi(\tau^*, M). \quad (31a)$$

Зависимости (31) определяются при численном решении задачи затвердевания сляба при заданном изменении температуры t_n .

В кристаллизаторе с рациональным профилем рабочих стенок при неизменных параметрах жидкого металла выражения (31a) выполняются автоматически, откуда следует, что здесь управлять охлаждением слитка не нужно, необходимо лишь рационально подобрать смазку, поскольку ее свойства наиболее существенно влияют на температуру поверхности сляба.

В случае, если параметры жидкого металла изменяются во времени по закону $p(\tau)$ (например, температура жидкого металла или его химический состав), то величины q и ξ для элемента сляба, который зародился в момент времени $\tau - \tau^*$ на уровне мениска, будет зависеть также от $p(\tau - \tau^*)$:

$$q = q(\tau^*, M, p(\tau - \tau^*)); \quad \xi = \xi(\tau^*, M, p(\tau - \tau^*)). \quad (31b)$$

При динамических режимах τ^* находится из решения уравнения (9). В системе автоматизации МНЛЗ скорость разливки v и уровень мениска ΔH обычно непрерывно регистрируются, поэтому на практике уравнение (9) относительно τ^* нужно решать численно. При произвольном изменении скорости разливки $v(\tau)$ и уровня мениска жидкого металла $\Delta H(\tau)$ формируются динамические массивы значений скорости v_k и уровня мениска ΔH_k в дискретные моменты текущего времени $\tau_k = k \cdot \delta\tau$, где $\delta\tau$ – шаг по времени; $k = 0, 1, 2, \dots$ – индекс текущего момента времени. Для различных z численно рассчитывается $\tau^* = \tau^*(z, \tau) \cong m \cdot \delta\tau$, где целое число m в текущий момент времени τ_k удовлетворяет неравенствам:

$$\sum_{i=k-m}^k v_i \cdot \delta\tau \leq z - \Delta H_{k-m}, \quad \sum_{i=k-m-1}^k v_i \cdot \delta\tau > z - \Delta H_{k-m-1}.$$

Для точек, у которых $z < \Delta H(\tau)$, расчет времени τ^* не имеет физического смысла, т.к. в этих точках сляб отсутствует.

Получены аналитические выражения для расчета времени τ^* в динамических режимах, связанных со скачкообразным изменением скорости разливки и расхода жидкого металла.

Рассмотрим, например, нестационарный режим, связанный с временным прекращением подачи жидкого металла в кристаллизатор, когда скорость разливки изменяется скачком. На рис. 9 показано изменение v , $g_{\text{ж}}$ и ΔH в данном процессе.

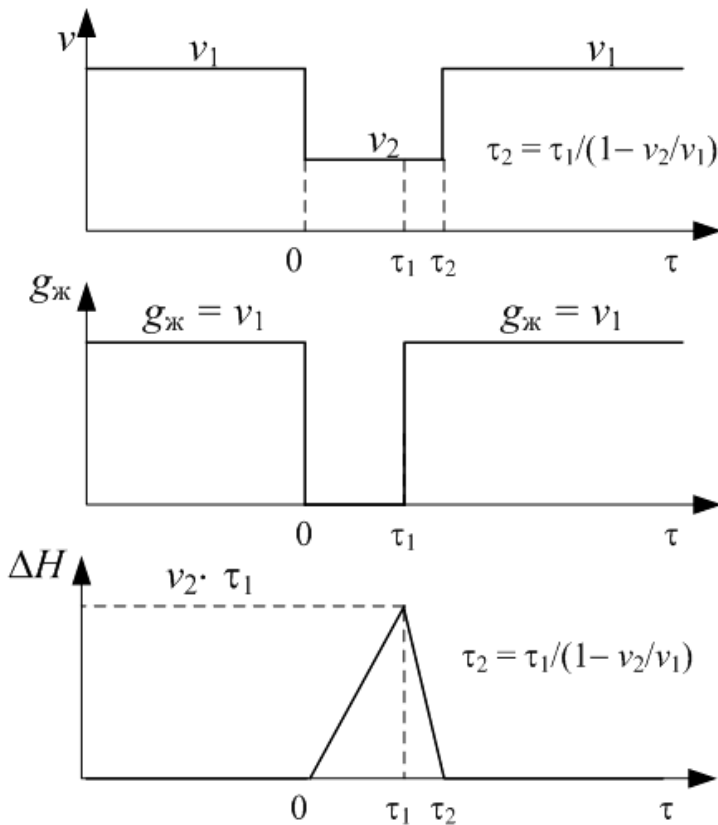


Рис. 9. Изменение v , $g_{\text{ж}}$ и ΔH .

До момента $\tau = 0$ разливка велась в стационарных условиях при скорости v_1 с удельным расходом жидкого металла $g_{\text{ж}} = v_1$; В момент времени $\tau = 0$ подача жидкого металла прекращается ($g_{\text{ж}} = 0$), скорость разливки скачком уменьшается от v_1 до $v_2 > 0$. В момент $\tau_1 = \Delta\tau_1$ возобновляется подача жидкого металла в количестве $g_{\text{ж}} = v_1$, однако, т.к. уровень мениска за время $\Delta\tau_1$ понизился на величину $v_2 \cdot \Delta\tau_1$, то нужно время $\Delta\tau_2 = v_2 \cdot \Delta\tau_1 / (v_1 - v_2)$, чтобы при скорости v_2 и удельном расходе жидкого металла $g_{\text{ж}} = v_1$ уровень мениска поднялся до базового значения. В момент $\tau_2 = \Delta\tau_1 + \Delta\tau_2$ скорость разливки скачком

изменяется до значения v_1 , удельный расход жидкого металла не изменяется ($g_{ж} = v_1$), уровень мениска перестает изменяться.

При временах $0 < \tau < \tau_1$ изменение уровня мениска описывается формулой: $\Delta H(\tau) = v_2 \cdot \tau$; время τ^* определяется соотношением:

$$\tau^* = (z + (v_1 - v_2) \cdot \tau) / v_1, \Delta H(\tau) < z. \quad (32)$$

В момент возобновления подачи жидкого металла ($\tau = \tau_1$) в кристаллизаторе образуется «пояс», т.е. сечение сляба, у которого время τ^* для соседних элементов сляба снизу и сверху «пояса» различается на величину $\Delta\tau_1$. При временах $\tau_1 < \tau < \tau_2$ координата «пояса» и изменение уровня мениска определяются зависимостями:

$$Z_{\text{пояс}}(\tau) = v_2 \cdot \tau; \quad \Delta H(\tau) = v_2 \cdot \Delta\tau_1 - (v_1 - v_2)(\tau - \tau_1).$$

Время τ^* при $\tau_1 < \tau < \tau_2$ определяется формулами:

$$\tau^* = (z - \Delta H(\tau)) / v_1, \Delta H(\tau) < z < Z_{\text{пояс}}(\tau); \quad (33a)$$

$$\tau^* = (z + (v_1 - v_2) \cdot \tau) / v_1, Z_{\text{пояс}}(\tau) < z. \quad (33б)$$

При временах $\tau > \tau_2$ уровень мениска $\Delta H = \text{const} = 0$, координата «пояса» определяется зависимостью

$$Z_{\text{пояс}}(\tau) = v_2 \cdot \tau_2 + v_1 \cdot (\tau - \tau_2).$$

Время τ^* при временах $\tau_2 < \tau$ определяется выражениями:

$$\tau^* = z / v_1, \quad 0 < z < Z_{\text{пояс}}(\tau); \quad (34a)$$

$$\tau^* = \tau + (z - Z_{\text{пояс}}(\tau)) / v_1, \quad Z_{\text{пояс}}(\tau) < z. \quad (34б)$$

Рассмотренный нестационарный режим и соотношения (32)–(34) использовались для иллюстрации охлаждения и затвердевания сляба в динамических режимах разливки.

В общем случае τ^* зависит от координаты z и от значений скорости v в текущий и предыдущий моменты времени, что условно обозначим так:

$$\tau^* = \tau^*(z, \tau). \quad (35)$$

Чтобы выполнялось условие (30), плотность теплового потока q в точке z в текущий момент τ при произвольном изменении скорости разливки и уровня мениска жидкого металла с учетом (31) и (35) должна определяться зависимостью:

$$q(z, \tau) = q(\tau^*(z, \tau), M, p(\tau - \tau^*(z, \tau))). \quad (36)$$

При позонном охлаждении, применяемом на современных МНЛЗ, среднюю плотность теплового потока q_i в i -ой секции ЗВО ($i = 1, 2, \dots, N$) в момент времени τ следует рассчитывать по формуле:

$$q_i(\tau) = q(\tau^*(z_i, \tau), M, p(\tau - \tau^*(z_i, \tau))), \quad (37)$$

где z_i – координата середины i -ой зоны, отсчитанная от базового уровня.

Средний удельный расход воды g в i -ой зоне в момент времени τ с учетом (25)) следует рассчитывать по выражению:

$$g_i(\tau) = \frac{q_i(\tau) - q_{\text{роли}}(\tau)}{k_i}, \quad (38)$$

где величина $q_i(\tau)$ определяется формулой (37); средняя плотность теплового потока $q_{\text{роли}}(\tau)$, отводимого роликами в i -ой секции в момент времени τ , определяется по текущим значениям расходов и нагрева охлаждающей воды в роликах i -ой секции, определяемым в АСУ МНЛЗ; коэффициент k_i имеет разные значения для зон с водяным и водовоздушным охлаждением.

Расход воды на форсунки в i -ой зоне ($i = 1, 2, \dots, N$) в динамических режимах разливки в текущий момент τ определяется по формуле:

$$G_{\text{води}}(\tau) = g_i(\tau) \cdot l_i \cdot 2A, \quad (39)$$

где $2A$ – ширина сляба; l_i – длина i -ой секции.

С учетом (31) и (35) толщина оболочки сляба ξ в точке z в момент τ при рациональном охлаждении определяется так:

$$\xi(z, \tau) = \xi(\tau^*(z, \tau), M, p(\tau - \tau^*(z, \tau))). \quad (40)$$

При неизменных параметрах жидкой стали выполняется:

$$\xi(z, \tau) = \xi(\tau^*(z, \tau)). \quad (41)$$

Рассмотрим нестационарный режим, показанный на рис. 9, при неизменных параметрах жидкого металла. Пусть до момента $\tau = 0$ разливка велась в стационарных условиях при скорости 1 м/мин. При $\tau = 0$ подача жидкого металла резко прекращается, а скорость скачком уменьшается от $v_1 = 1$ до $v_2 = 0,2$ м/мин; через $\Delta\tau_1 = 2$ мин подача жидкого металла скачком возобновляется до прежнего значения; через $\Delta\tau_2 = 0,5$ мин уровень мениска поднимается до базового значения и скорость скачком увеличивается до 1 м/мин и далее не изменяется. Время τ^* рассчитывается по формулам (32)–(34).

При разливке сляба 250×1450 мм из углеродистой стали при $t_{\text{ж}0} = 1550$ °С; $t_{\text{з}0} = 950$ °С по формуле (41) рассчитано распределение толщины оболочки сляба по температуре солидус $\xi_c(z)$ в кристаллизаторе длиной 1 м в разные моменты текущего времени τ , показанное на рис. 10.

Как следует из рис. 10, для моментов $\tau = 0$ и $\tau = 3$ мин распределение $\xi_c(z)$ является одинаковым, т. к. данный переходный процесс длится для кристаллизатора 3 мин. В момент $\tau = 2$ мин на участке $0 < z < 0,4$ м сляб отсутствует, а на участке $0,4 < z < 1$ м величина ξ_c значительно больше, чем на том же участке в момент $\tau = 0$. В момент $\tau = 2$ мин в кристаллизаторе образуется «пояс», т.е. сечение сляба, элементы которого «снизу» и «сверху» имеют разные времена затвердевания τ^* , отличающиеся на величину $\Delta\tau_1 = 2$ мин. Эти элементы сляба имеют разные ξ , отличающиеся на величину $\Delta\xi = \xi(\tau) - \xi(\tau - \Delta\tau_1)$. В период $2,5 < \tau < 3$ мин «пояс» продвигается вдоль оси z ,

причем выше «пояса» устанавливается распределение $\xi_c(z)$, соответствующее скорости 1 м/мин, а ниже «пояса» распределение $\xi_c(z)$ не изменяется.

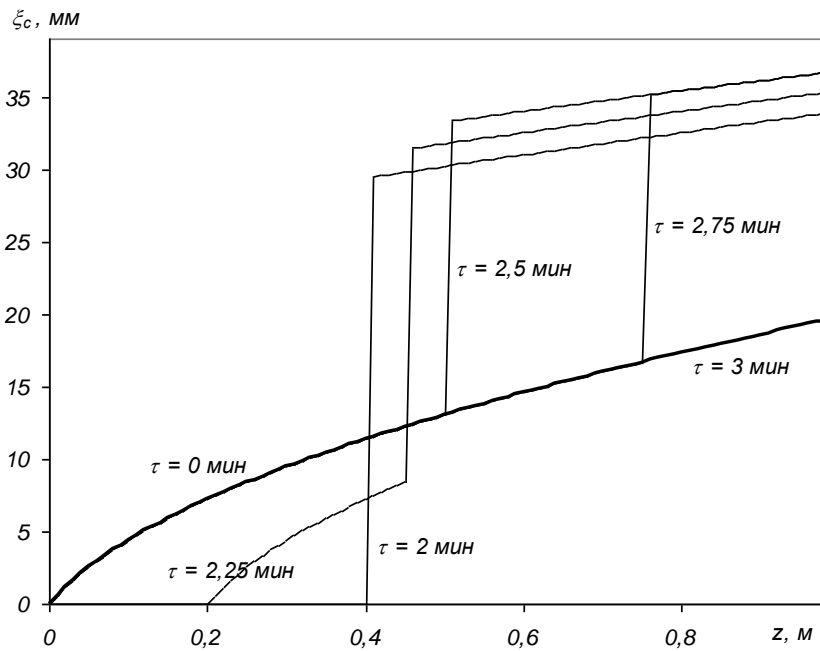


Рис. 10. Зависимость $\xi(z, \tau)$ при $0 < z < 1$ м.

«Пояс», образующийся при временном снижении скорости разливки, движется вдоль технологической оси МНЛЗ до тех пор, пока не произойдет полное затвердевание сляба. Это видно из рис. 11, где показано изменение $\xi_c(z, \tau)$ вдоль технологической оси при рациональном охлаждении сляба в МНЛЗ.

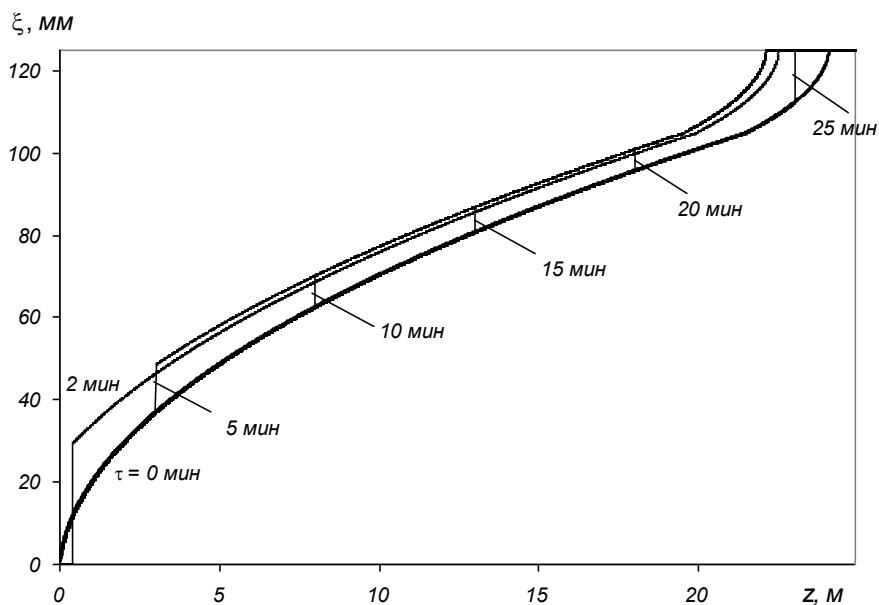


Рис. 11. Изменение $\xi(z, \tau)$ при $0 < z < 25$ м.

На рис. 12 показано рациональное изменение расходов воды в зонах № 3÷9 ЗВО МНЛЗ № 3 КП ЧерМК, рассчитанное по формулам (37)–(39).

Как следует из рис. 12, при $\tau = 0$ мин расходы воды в зонах соответствуют стационарной скорости 1 м/мин; в течение времени $0 < \tau < 2,5$ мин, пока разливка ведется на скорости 0,2 м/мин, расходы воды во всех зонах плавно уменьшаются, стремясь к значениям, соответствующим скорости 0,2 м/мин.

В момент $\tau_2 = 2,5$ мин, когда скорость принимает значение 1 м/мин, расходы воды в зонах перестают изменяться, не достигнув значений, соответствующих скорости 0,2 м/мин, и сохраняют постоянное значение в течение времени $\tau_2 < \tau < \tau'_i = \Delta\tau_1 + z_i/v_1$. В моменты τ'_i «пояс» проходит отметки z_i , и расходы воды в i -х секциях скачком увеличиваются до значений, соответствующих стационарной скорости v_1 , и после этого больше не изменяются. Чем больше координата середины зоны z_i , тем больше времени длится переходной процесс для данной зоны.

В данном способе охлаждения из-за конечной длины зон при движении «пояса» на участке $z'_i < z < z_i$ поверхность сляба при $z < Z_{\text{пояс}}$ значительно разогревается до температуры $t_{\text{п}} > t_{\text{ЗВО}}$, а при движении «пояса» на участке $z_i < z < z''_i$ поверхность сляба при $z > Z_{\text{пояс}}$ значительно переохлаждается до температуры $t_{\text{п}} < t_{\text{ЗВО}}$ (z'_i, z''_i – координаты начала и конца i -ой зоны).

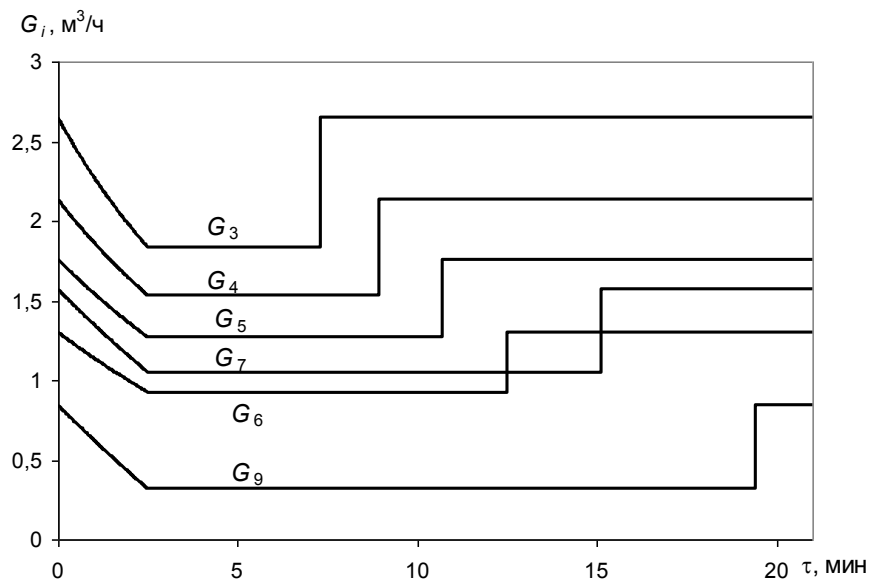


Рис. 12. Изменение расходов воды в зонах № 3÷9.

В связи с этим, предлагается в выражении (37) вместо координат z_i подставлять координаты z'_i или z''_i следующим образом:

- 1) в зонах ЗВО, расположенных до или после зоны разгиба МНЛЗ, следует использовать координату начала зоны z'_i , чтобы исключить разогрев «тонкой» оболочки сляба (при $z < Z_{\text{пояс}}$) и ее выпучивание между роликами;
- 2) в зонах ЗВО, расположенных в зоне разгиба МНЛЗ, следует использовать координату конца зоны z''_i , чтобы исключить переохлаждение «толстой» оболочки и образование поверхностных трещин.

Чтобы расходы воды в зонах не отличались от рациональных значений, в формулу (37) вместо времени $\tau^*(z_i, \tau)$ следует подставлять величину

$$\tilde{\tau}^* = \left(z_i / \tilde{z}_i \right) \cdot \tau^* \left(\tilde{z}_i, \tau \right),$$

где $\tilde{z}_i = z_i'$; z_i'' – характерная координата i -ой зоны.

При рациональном охлаждении сляба на основе выражения (30) время полного его затвердевания $\tau_{\text{затв}}$ зависит от марки стали (режима охлаждения) и от параметров жидкой стали в момент $\tau - \tau_{\text{затв}}$, т.е.:

$$\tau_{\text{затв}} = \tau_{\text{затв}} \left(M, p \left(\tau - \tau_{\text{затв}} \right) \right).$$

При неизменных марке стали и параметрах жидкой стали, подаваемой в кристаллизатор, время $\tau_{\text{затв}}$ является постоянной величиной.

Координата оси z , где заканчивается жидкая фаза, в динамических режимах разлива при рациональном охлаждении определяется формулой:

$$Z_{\text{затв}}(\tau) = \int_{\tau - \tau_{\text{затв}}}^{\tau} v(\tau') \cdot d\tau' + \Delta H(\tau - \tau_{\text{затв}}). \quad (42)$$

В общем случае расчет величины $Z_{\text{затв}}$ производится численно на ЭВМ. Для переходных процессов, связанных со скачкообразным изменением скорости разлива и расхода жидкого металла при неизменных параметрах жидкого металла на основе формулы (42) получены аналитические соотношения для расчета координаты $Z_{\text{затв}}$. Так, для переходного процесса, показанного на рис. 9, получены выражения для расчета $Z_{\text{затв}}$, при условии, что $\tau_{\text{затв}} = \text{const}$:

$$Z_{\text{затв}} = v_1 \cdot \tau_{\text{затв}} - (v_1 - v_2) \cdot \tau, \quad 0 < \tau < \tau_2;$$

$$Z_{\text{затв}} = v_1 \cdot \tau_{\text{затв}} - (v_1 - v_2) \cdot \tau_2 = \text{const}, \quad \tau_2 < \tau < \tau_{\text{затв}};$$

$$Z_{\text{затв}} = v_1 \cdot \tau - (v_1 - v_2) \cdot \tau_2, \quad \tau_{\text{затв}} < \tau < \tau_{\text{затв}} + \Delta\tau_1;$$

$$Z_{\text{затв}} = v_1 \cdot \tau_{\text{затв}} = \text{const}, \quad \tau_{\text{затв}} + \Delta\tau_1 < \tau.$$

Выражения (41) и (42) позволяют точно рассчитывать толщину оболочки сляба ξ и длину жидкой фазы $Z_{\text{затв}}$ при рациональном охлаждении сляба, определяемом выражением (30). На МНЛЗ применяется позонное охлаждение, и при охлаждении сляба на основе выражений (37) – (39) выражения (41) и (42) описывают процесс затвердевания сляба приближенно.

При позонном охлаждении сляба в ЗВО на основе (37) – (39) расчет процесса затвердевания при переменной скорости разлива производился численно на основе уравнения (1). Установлено, что при позонном охлаждении слитка в ЗВО температура поверхности слитка выдерживается в среднем на заданном уровне при произвольном изменении скорости, исключая «пояс», который образуется в кристаллизаторе при временном снижении скорости разлива. Поверхность сляба вблизи «пояса» может существенно разогреваться и переохладиться при переходе из одной зоны в другую, что связано с конечной длиной зон. При рациональном изменении интенсивности охлаждения на основе (36) этого не происходит. Кроме того, при позонном охлаждении слитка при длительном снижении скорости разлива может образоваться «мост», когда внутри слитка остается жидкая фаза, отделенная от основной массы жидкого металла. При рациональном изменении интенсивности

охлаждения «мост» не образуется. В целом, охлаждение слитка в ЗВО на основе (37), и тем более, на основе (36) является значительно более эффективным, чем охлаждение, применяемое в настоящее время на большинстве МНЛЗ, когда расходы воды в зонах изменяются без учета инерционности переходных процессов.

Разработана программа охлаждения и затвердевания сляба в криволинейных МНЛЗ, управляющая расходами воды в ЗВО МНЛЗ при динамических режимах разлива, визуализирующая процессы охлаждения и затвердевания слитка, и переданная к внедрению в систему АСУ МНЛЗ сталеплавильного производства ЧерМК ОАО «Северсталь».

ОСНОВНЫЕ ВЫВОДЫ И РЕЗУЛЬТАТЫ

1. Разработан метод охлаждения и затвердевания слитка в МНЛЗ при динамических режимах разлива. На основе данного метода разработаны способ и программа динамического охлаждения и затвердевания сляба в криволинейных машинах непрерывного литья заготовок, переданные для внедрения на МНЛЗ сталеплавильного производства ЧерМК ОАО «Северсталь».
2. Разработана математическая модель охлаждения и затвердевания слитка в кристаллизаторе МНЛЗ. На основе данной математической модели установлено влияние теплофизических параметров металла и смазки на процессы охлаждения и затвердевания слитка в кристаллизаторе.
3. Разработан метод изучения теплообмена слитка с рабочей стенкой кристаллизатора. Данным методом установлена зависимость плотности теплового потока от слитка к рабочей стенке кристаллизатора сортовой МНЛЗ, разливающей слитки квадратного сечения, от времени пребывания элемента слитка в кристаллизаторе.
4. Разработан метод изучения теплообмена сляба с роликами и форсунками во всех секциях зоны вторичного охлаждения слябовой роliko-форсуночной машины непрерывного литья заготовок. Данным методом установлена зависимость интенсивности охлаждения поверхности сляба от удельного расхода воды в секциях с водовоздушным охлаждением криволинейной слябовой роliko-форсуночной МНЛЗ.
5. Разработан метод изучения теплообмена слитка с охлаждающими устройствами в зоне вторичного охлаждения сортовой МНЛЗ. Данным методом установлена зависимость коэффициента теплоотдачи от удельного расхода воды в ЗВО сортовой МНЛЗ.
6. Разработана инженерная методика расчета теплопередачи в рабочей стенке щелевого кристаллизатора, на основе которой установлены закономерности изменения температур воды, поверхности каналов и рабочей поверхности по высоте кристаллизатора в зависимости от геометрических параметров стенки, скорости разлива и скорости воды в каналах.
7. Разработаны и внедрены рекомендации по повышению стойкости кристаллизатора, устанавливающие рациональные скорости и расходы

охлаждающей воды в щелевом кристаллизаторе вертикальной МНЛЗ, и рекомендации по повышению равномерности теплообмена слитка по ширине рабочей стенки кристаллизатора вертикальной МНЛЗ с целью повышения качества слитка.

8. На основе математической модели охлаждения и затвердевания слитка установлены закономерности изменения интенсивности охлаждения, температуры поверхности, толщины оболочки, глубины жидкой фазы слитка в кристаллизаторе и зоне вторичного охлаждения машины непрерывного литья заготовок при стационарных и нестационарных режимах разлива.

Основное содержание диссертации отражено в **105 работах**, из них:

Публикации в рецензируемых научных журналах:

1. Ламухин, А.М. Управление вторичным охлаждением сляба на машине непрерывного литья заготовок / А.М. Ламухин, С.В. Лукин, Ю.А. Калягин и др. // *Сталь*. – 2003, № 4. – С. 24–25.
2. Лукин, С.В. Способ динамического управления вторичным охлаждением сляба на машинах непрерывного литья заготовок при стационарных и переходных процессах / С.В. Лукин, Н.И. Шестаков и др. // *Заготовительные производства в машиностроении (кузнечно-штамповочное, литейное и другие производства)*. – М.: Машиностроение. – 2003. – № 3. – С. 30–32.
3. Калягин, Ю.А. Исследование системы охлаждения кристаллизатора слябовой машины непрерывного литья заготовок в натуральных условиях / Ю.А. Калягин, С.В. Сорокин, С.В. Лукин // *Заготовительные производства в машиностроении (кузнечно-штамповочное, литейное и другие производства)*. – М.: Машиностроение, 2003. – № 7. – С. 36–37.
4. Шестаков, Н.И. О расчете температурного поля непрерывного слитка при известной интенсивности охлаждения / Н.И. Шестаков, Ю.А. Калягин, С.В. Лукин // *Металлы*. – 2003. – № 5. – С. 22–25.
5. Шестаков, Н.И. Теплообмен в рабочей стенке щелевого кристаллизатора машины непрерывного литья заготовок / Н.И. Шестаков, Ю.А. Калягин, О.В. Манько, С.В. Лукин // *Проблемы машиностроения и надежности машин*. – 2004. – № 3. – С. 78–81.
6. Калягин, Ю.А. Определение гидравлических характеристик кристаллизатора с петлевой системой подвода воды / Ю.А. Калягин, С.В. Лукин, С.Ю. Якуничев, А.А. Зайцев // *Металлург*. – 2003. – № 8. – С. 46–47.
7. Бормосов, Н.А. Экспериментальный стенд и методика исследования форсунок при охлаждении металла в МНЛЗ / Н.А. Бормосов, Ю.А. Калягин, А.М. Ламухин, С.В. Лукин // *Сталь*. – 2003. – № 6. – С. 35–38.
8. Лукин, С.В. Охлаждение и затвердевание сляба в машине непрерывного литья заготовок при переходных режимах разлива / С.В. Лукин, Ю.А. Калягин, Н.И. Шестаков и др. // *Изв. вузов. Черная металлургия*. – 2004. – № 1. – С. 59–61.
9. Шестаков, Н.И. Расчет температурного поля непрерывноотливаемого слитка / Н.И. Шестаков, Ю.А. Калягин, О.В. Манько, С.В. Лукин, В.В. Плащенко // *Изв. вузов. Черная металлургия*. – 2004. – № 3. – С. 59–61.
10. Калягин, Ю.А. Исследование теплообмена в кристаллизаторе МНЛЗ с круглыми и щелевыми каналами / Ю.А. Калягин, Н.И. Шестаков, О.В. Манько, С.В. Лукин //

Заготовительные производства в машиностроении (кузнечно-штамповочное, литейное и другие производства). – М.: Машиностроение, 2004. – № 12. – С. 29 – 31.

11. Калягин, Ю.А. Расчет теплообмена в рабочей стенке щелевого кристаллизатора и оценка влияния его конструктивных параметров на величину термического сопротивления рабочей стенки / Ю.А. Калягин, Н.И. Шестаков, О.В. Манько, С.В. Лукин // Заготовительные производства в машиностроении (кузнечно-штамповочное, литейное и другие производства). – М.: Машиностроение, 2004. – № 2. – С. 38–40.

12. Лукин, С.В. Охлаждение и затвердевание металла в кристаллизаторе установки непрерывной разливки стали / С.В. Лукин, Н.И. Шестаков, Т.И. Страшко, А.В. Зверев // Металлы. – 2007. – № 3. – С. 20 – 26.

13. Лукин, С.В. Математическая модель теплообмена сляба с рабочей стенкой кристаллизатора машины непрерывного литья заготовок / С.В. Лукин, Н.И. Шестаков и др. // Изв. вузов. Черная металлургия. – 2007. – № 3. – С. 13–16.

14. Лукин, С.В. Контроль процесса теплоотдачи от сляба в зоне вторичного охлаждения машины непрерывного литья заготовок / С.В. Лукин, Н.И. Шестаков и др. // Изв. вузов. Черная металлургия. – 2007. – № 5. – С. 61– 66.

15. Лукин, С.В. Расчет температурного поля в слое защитного шлака / С.В. Лукин, Г.Н. Шестаков, В.В. Мухин // Изв. вузов. Черная металлургия. – 2007. – № 1. – С. 64.

16. Сорокин, С.В. Расчет теплообмена в слябовой заготовке при непрерывной разливке стали / С.В. Сорокин, С.В. Лукин, Г.Н. Шестаков // Изв. вузов. Черная металлургия. – 2007. – № 11. – С. 66 – 67.

17. Лукин С.В. Определение рациональной конусности рабочих стенок кристаллизатора машины непрерывного литья заготовок / С.В. Лукин, Н.И. Шестаков и др. // Проблемы машиностроения и надежности машин. – 2007. – № 4. – С. 71 – 76.

18. Лукин, С.В. Исследование теплообмена слитка с кристаллизатором сортовой машины непрерывного литья заготовок / С.В. Лукин, В.В. Мухин, Е.Б. Осипов, Г.Н. Шестаков, Е.Г. Полушин // Изв. вузов. Черная металлургия. – 2008. – № 5. – С. 31–35.

19. Лукин С.В. Расчет теплового профиля рабочих стенок кристаллизатора машины непрерывного литья заготовок / С.В. Лукин, В.Р. Аншелес, П.Г. Русаков, и др. // Изв. вузов. Машиностроение. – 2008. – № 6. – С. 57 – 63.

20. Калягин, Ю.А. Исследование теплообмена в зоне вторичного охлаждения машины непрерывного литья заготовок / Ю.А. Калягин, С.В. Лукин, М.А. Образцов // Заготовительные производства в машиностроении (кузнечно-штамповочное, литейное и другие производства). – М.: Машиностроение. – 2008. – № 2. – С. 66–67.

21. Лукин, С.В. Исследование теплоотдачи в зоне вторичного охлаждения сортовой машины непрерывного литья заготовок / С.В. Лукин, В.В. Плащенко, М.А. Образцов, С.А. Зимин, А.П. Шалкин // Изв. вузов. Черная металлургия. – 2009. – № 1. – С. 47–51.

22. Лукин, С.В. Теоретическое изменение интенсивности охлаждения и затвердевания сляба в машине непрерывного литья заготовок / С.В. Лукин, В.В. Мухин, Е.Б. Осипов, Г.Н. Шестаков, А.П. Шалкин // Изв. вузов. Черная металлургия. – 2009, № 3. – С. 46–51.

23. Лукин, С.В. Контроль мениска жидкого металла при управлении охлаждением слитка в машине непрерывного литья заготовок / С.В. Лукин, А.В. Ларичев, А.В. Полянский // Изв. вузов. Черная металлургия. – 2009, № 9. – С. 69–70.

24. Гофман, А.В. Затвердевание слитка в машине непрерывного литья заготовок при динамических режимах разливки / А.В. Гофман, В.Г. Попов, С.В. Лукин // Металлург. – 2009. – № 7. – С. 50–52.

25. Лукин, С.В. Исследование охлаждения сляба в зоне вторичного охлаждения криволинейной машины непрерывного литья заготовок / С.В. Лукин, Н.Г. Баширов, А.В. Гофман // Изв. Вузов. Черная металлургия. – 2010, № 1. – С. 50–54.
26. Лукин, С.В. Переходные процессы в кристаллизаторе машины непрерывного литья заготовок / С.В. Лукин, А.В. Гофман // Изв. Вузов. Черная металлургия. – 2010, № 9. – С. 17–20.
27. Лукин, С.В. Рациональное охлаждение сляба в машине непрерывного литья заготовок / С.В. Лукин, А.В. Гофман // Вестник Воронежского государственного технического университета. – 2010. – № 3. Том. 6. – С. 103–105.
28. Лукин, С.В. Исследование теплообмена в зоне вторичного охлаждения машины непрерывного литья заготовок / С.В. Лукин, В.В. Кулаков, С.Н. Точилеников // Вестник Воронежского государственного технического университета. – 2010. – № 4. Том. 6. – С. 89–92.
29. Лукин, С.В. Исследование вторичного охлаждения в слябовой машине непрерывного литья заготовок / С.В. Лукин, Д.В. Поселожный // Вестник Череповецкого государственного университета. – 2011. – № 1. – С. 86–90.
30. Лукин, С.В. Расчет процесса затвердевания сляба в машине непрерывного литья заготовок при переходных режимах разлива / С.В. Лукин // Вестник Череповецкого государственного университета. – 2011. – № 2. Т.1. – С. 19–22.
31. Лукин, С.В. К вопросу оптимизации геометрических размеров охлаждающих каналов рабочей стенки щелевого кристаллизатора машины непрерывного литья заготовок / С.В. Лукин, Ю.А. Калягин, и др. // Вестник Череповецкого государственного университета. – 2012. – № 2. Т. 1. – С. 11–14.
32. Лукин, С.В. Инженерная методика расчета теплопередачи в рабочей стенке щелевого кристаллизатора машины непрерывного литья заготовок / С.В. Лукин, А.Н. Кибардин, Ю.А. Калягин, В.И. Славов // Вестник Череповецкого государственного университета. – 2012. – № 2. Т. 1. – С. 14–17.
33. Лукин, С.В. Математическое моделирование теплообмена сляба с кристаллизатором машины непрерывного литья заготовок при динамических режимах разлива / С.В. Лукин, Н.И. Шестаков и др. // Вестник Череповецкого государственного университета. – 2012. – № 2. Т. 2. – С. 16–20.
34. Поселожный, Д.В. Исследование теплообмена в зоне вторичного охлаждения слябовой криволинейной машины непрерывного литья заготовок / Д.В. Поселожный, С.В. Лукин // Вестник Череповецкого государственного университета. – 2012. – № 4. Т. 2. – С. 31 – 34.

Патенты на изобретения:

1. Пат. 2229958 Российская Федерация, МПК⁷ В 22 D 11/22, 11/124. Способ управления охлаждением сляба в зоне вторичного охлаждения МНЛЗ криволинейного типа / Лукин С.В., Ламухин А.М., Калягин Ю.А. и др. – № 2002130853/02; заявл. 18.11.02; опубл. 10.06.04, Бюл. № 16. – С. 299 – 300.
2. Пат. 2232666 Российская Федерация, МПК⁷ В 22 D 11/22, 11/124. Способ динамического управления охлаждением сляба в машине непрерывного литья заготовок / Лукин С.В., Калягин Ю.А., Орлов А.А. и др. – № 2003123510/02; заявл. 24.07.2003; опубл. 20.07.2004, Бюл. № 20. – С. 295.
3. Пат. 2286863 Российская Федерация, МПК⁷ В22 D 11/22, 11/124. Способ управления вторичным охлаждением сляба в машине непрерывного литья заготовок при стационарных и переходных режимах разлива / Лукин С.В., Калягин Ю.А., Ордин В.Г., Шестаков Н.И. и др. – 2004135842/02; заявл. 07.12.2004; опубл. 10.11.2006, Бюл. № 31. – С. 289 – 290.

Монографии:

1. Шестаков, Н.И. Совершенствование системы охлаждения машины непрерывной разливки стали / Н.И. Шестаков, С.В. Лукин, В.Р. Аншелес. – Череповец: ЧГУ, 2003. – 100 с. – ISBN 5-85341-138-1.
2. Калягин, Ю.А. Тепловые процессы в зоне вторичного охлаждения машины непрерывного литья заготовок / Ю.А. Калягин, С.В. Лукин, Н.А. Бормосов. – Череповец: ГОУ ВПО ЧГУ, 2005. – 168 с.
3. Лукин, С.В. Тепловые процессы при разливке стали на машинах непрерывного литья заготовок / С.В. Лукин. – Череповец: ГОУ ВПО ЧГУ, 2008. – 418 с.
4. Лукин С.В., Шестаков Н.И. Методологические основы охлаждения металла в кристаллизаторе машины непрерывного литья заготовок: Монография. – Череповец: ЧГУ, 2012. – 225 с.

Публикации в сборниках научно-технических конференций:

1. Лукин, С.В. Способ определения зависимости коэффициента теплоотдачи от расхода воды в секциях ЗВО МНЛЗ / С.В. Лукин, Н.Г. Баширов // Прогрессивные процессы и оборудование металлургического производства: Тезисы первой межд. науч.-техн. конф. – Череповец: ЧГУ, 1998. С.38-39.
2. Лукин С.В., Лепехин А.А. Тепловые потоки в рабочей стенке кристаллизатора МНЛЗ при стационарных и нестационарных режимах разливки // Информационные технологии в производственных, социальных и экономических процессах: Мат. Межд. науч.-техн. конф. – Череповец: ЧГУ, 2002. С. 45–46.
3. Шестаков, Н.И. Управление охлаждением сляба на машинах непрерывного литья заготовок / Н.И. Шестаков, Ю.А. Калягин, С.В. Лукин // Неделя металлов: Мат. Межд. Недели металлов 3-5 июля 2003г. – Москва, 2003. – С.48.
4. Лукин, С.В. Динамическое управление охлаждением сляба в машине непрерывного литья заготовок (МНЛЗ)/ С.В. Лукин, Ю.А. Калягин, А.М. Ламухин и др.. // Вузовская наука-региону: Мат. первой общеросс. науч.-техн. конф. – Вологда: ВоГТУ, 2003. С.
5. Лукин, С.В. Затвердевание сляба при переходных режимах разливки в машине непрерывного литья заготовок / С.В. Лукин, Ю.А. Калягин и др. // Фундаментальные проблемы металлургии: сб. мат. 3-й межвуз. науч.-техн. конф. – Вестник УГТУ – УПИ. – Екатеринбург: УГТУ, 2003. – № 5 (20). – С. 75 – 78.
6. Лукин, С.В. Моделирование процессов охлаждения и затвердевания сляба при динамических режимах разливки / С.В. Лукин, Д.И. Габелая, Ю.А. Калягин и др. // Прогрессивные процессы и оборудование металлургического производства: Мат. IV Межд. науч.-техн. конф., посв. 120-летию акад. И.П. Бардина. – Череповец: ЧГУ, 2003. – С.104-107.
7. Кабаков, З.К. Разработка методики расчета основных конструктивных и технологических параметров кристаллизатора МНЛЗ с прямоугольными пазами/ З.К. Кабаков, З.К. Н.И. Шестаков, С.В. Лукин и др. / Там же. С.129-132.
8. Шестаков, Н.И. Динамическая модель регулирования и контроля вторичного охлаждения сляба на машинах непрерывного литья заготовок / Н.И. Шестаков, Ю.А. Калягин, С.В. Лукин и др. // Неделя металлов: Мат. 2-й Межд. Недели металлов. – Москва, 2004. – С. 56 – 58.
9. Мусин, А.Р. Моделирование теплового состояния сляба при переходных процессах разливки на машине непрерывного литья заготовок / А.Р. Мусин, С.В. Лукин и др. // Повышение эффективности теплообменных процессов и систем: Мат. 4-й Межд. науч.-техн. конф.- Вологда: ВоГТУ, 2004.– С. 94 –96.
10. Куликов, П.В. Настройка зоны вторичного охлаждения машины непрерывного литья заготовок / П.В. Куликов, С.В. Лукин, Ю.А. Калягин // Моделирование, оптимизация и интенсификация производственных процессов и систем: Мат. Межд. науч.-техн. конф. – Вологда: ВоГТУ, 2004. – С.92 –96.

11. Лукин, С.В. Настройка и регулирование вторичного охлаждения сляба на машинах непрерывного литья заготовок / С.В. Лукин, Ю.А. Калягин, Н.И. Шестаков, Д.И. Габелая // Непрерывные процессы обработки давлением: Труды Всеросс. науч.-техн. конф., посв., 100-летию со дня рожд. акад. А.И. Целикова. – Москва: МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2004. – С. 157 – 161.
12. Мусин, А.Р. Формирование твердой фазы сляба в кристаллизаторе машины непрерывного литья заготовок при переходных режимах разлива/ А.Р. Мусин, С.В. Лукин, Ю.А.Калягин, Д.И. Габелая. // Информационные технологии в производственных, социальных и экономических процессах (Инфотех – 2004): Мат. IV Межд. науч.-техн. конф. – Череповец: ЧГУ, 2004. С. 162–165.
13. Лукин, С.В. Динамическое управление охлаждением сляба в машине непрерывного литья заготовок (МНЛЗ) / С.В. Лукин, Ю.А. Калягин и др. // Вузовская наука – региону: Мат. 1-й Общеросс. науч.-техн. конф. – Вологда: ВГТУ, 2003. – С. 25 – 28.
14. Мусин, А.Р. Моделирование тепловых потоков в рабочей стенке кристаллизатора МНЛЗ при нестационарных режимах разлива/ А.Р. Мусин, С.В. Лукин, Ю.А.Калягин // Информационные технологии в производственных, социальных и экономических процессах (Инфотех – 2004): Мат. IV Межд. науч.-техн. конф. – Череповец: ЧГУ, 2004. С. 162–165.
15. Лукин, С.В. Математическое моделирование теплообмена сляба с рабочей стенкой кристаллизатора машины непрерывного литья заготовок / С.В. Лукин, П.В. Куликов, С.А. Зимин // Прогрессивные процессы и оборудование металлургического производства: Мат. Межд. науч.-техн. конф., посв. 50-летию ОАО «Северсталь». – Череповец: ЧГУ, 2006. – Ч.1. – С. 98 – 100.
16. Лукин, С.В. К вопросу управления охлаждением слитка в машине непрерывного литья заготовок / С.В. Лукин, С.В. Сорокин, Г.Н. Шестаков и др. // Автоматизация машиностроительного производства, технология и надежность машин, приборов и оборудования: Мат. 2 межд. науч.-техн. конф. Вологда. ВГТУ. 2006. С. 114–117.
17. Лукин, С.В. Расчет теплообмена в кристаллизаторе машины непрерывного литья заготовок / С.В. Лукин, С.В. Сорокин и др. // Вузовская наука – региону. Мат. V всеросс. науч.-техн. конф. – Вологда: ВГТУ, 2007. – Т.1. – С. 62 – 64.
18. Лукин, С.В. Математическая модель теплообмена в кристаллизаторе / С.В. Лукин, С.В. Сорокин, Г.Н. Шестаков // Современные промышленные технологии. Мат. XVIII всеросс. науч.-техн. конф. – Н.Новгород: ННИМЦ «Диалог», 2007. – С. 14 – 15.
19. Образцов, М.А. Регулирование интенсивности вторичного охлаждения в машине непрерывного литья заготовок / М.А. Образцов, Шалкин А.П., С.В. Лукин // Автоматизация и энергосбережения машиностроительного и металлургического производств, технология и надежность машин, приборов и оборудования: Мат. IV межд. науч.-техн. конф. Т. 2. – Вологда: ВоГТУ, 2008. – С. 46 – 48.
20. Кранов, В.А. Автоматическое управление вторичным охлаждением слябов в машине непрерывного литья заготовок / В.А. Кранов, С.В. Лукин, А.В. Полянский // Вузовская наука – региону: Мат. VII всеросс. науч.-техн. конф. – Вологда: ВГТУ, 2009. – С. 190-192.

ИСПОЛЬЗОВАННЫЕ ОБОЗНАЧЕНИЯ:

t – температура слитка, рабочей стенки кристаллизатора, °С; t_0 – температура жидкой стали, подаваемой в кристаллизатор, °С; t_b – температура охлаждающей воды, °С; t_l и t_c – температуры ликвидуса и солидуса стали, °С; t_3 – средняя температура затвердевания стали, °С; Δt_b – перепад температуры воды в кристаллизаторе, °С; $\Delta t_{рол}$ – перепад температуры воды в роликах, °С; $t_{п}$ – температура поверхности слитка, °С; $t_{ЗВО}$ – рациональная температура поверхности сляба в ЗВО, °С; x, y – декартовы координаты, м; n – координата нормали к поверхности, м; z – координата технологической оси МНЛЗ, м; $2A, 2B$ – ширина и толщина слитка (сляба), м; $B_{ж}$ – толщина жидкого ядра сляба, м; ΔH – уровень мениска жидкого металла, м; H – рабочая высота кристаллизатора, м; P – периметр рабочей стенки кристаллизатора, м; d – эквивалентный диаметр отверстий разливочного стакана, м; $\delta_{ст}$ – толщина рабочей стенки; δ_0 – толщина гарнисажа из застывшей смазки на уровне мениска, м; δ – величина зазора между слитком и стенкой кристаллизатора, м; h – глубина канала щелевого кристаллизатора, м; $2s$ – расстояние между каналами щелевого кристаллизатора, м; $2l$ – ширина канала щелевого кристаллизатора, м; ξ – толщина оболочки слитка, м; ξ_c – толщина оболочки по температуре солидус, м; $Z_{затв}$ – координата конца жидкой фазы, м; $Z_{затв}$ – координата нахождения «пояса», м; z_i – координата середины i -ой зоны, м; z'_i, z''_i – координаты начала и конца i -ой зоны, м; l_i – длина i -ой секции ЗВО, м; F – площадь поперечного сечения кристаллизатора, м²; F_i – площадь поверхности сляба в i -ой секции ЗВО, м²; τ – текущее время разливки, время затвердевания при стационарном режиме, с; τ^* – время затвердевания (время пребывания элемента слитка в МНЛЗ), с; $\tau_{кр}$ – время нахождения слитка в кристаллизаторе, с; $\tau_{затв}$ – время полного затвердевания слитка, с; v – скорость разливки, м/мин; w_m – средняя скорость циркуляции расплава в кристаллизаторе, м/с; $C_{эф}$ – эффективная теплоемкость стали, Дж/кг; c – массовая теплоемкость стали, Дж/(кг·К); L – теплота затвердевания стали, Дж/кг; ρ – плотность стали, кг/м³; λ – коэффициент теплопроводности стали, Вт/(м·К); $\lambda_{эф}$ – эффективный коэффициент теплопроводности жидкой стали, Вт/(м·К); λ_m – молекулярный коэффициент теплопроводности стали, Вт/(м·К); $\lambda_{ж}$ – молекулярный коэффициент теплопроводности жидкой стали, Вт/(м·К); $a_{ж}$ – коэффициент температуропроводности жидкой стали, м²/с; λ_3 – коэффициент теплопроводности зазора, Вт/(м·К); $\lambda_{см}$ – коэффициенту теплопроводности смазки, Вт/(м·К); $\lambda_{ст}$ – коэффициент теплопроводности материала стенки, Вт/(м·К); $a_{ст}$ – коэффициент температуропроводности материала стенки, м²/с; β_l – температурный линейный коэффициент расширения, 1/К; c_b – теплоемкость воды, Дж/(кг·К); q – плотность теплового потока на поверхности слитка (сляба), Вт/м²; q_{max} – плотность теплового потока на уровне мениска жидкой стали, Вт/м²; $q_{ср}$ – средняя плотность теплового потока в кристаллизаторе, Вт/м²; $q_{рол}$ – плотность теплового потока, отводимого роликами, Вт/м²; Q – тепловой поток от слитка к кристаллизатору, Вт; α – коэффициент теплоотдачи на поверхности слитка (сляба), Вт/(м²·К); $\alpha_{ж}$ – коэффициент теплоотдачи от жидкой стали к оболочке, Вт/(м²·К); $\alpha_{эф}$ – эффективный коэффициент теплоотдачи от к воде, Вт/(м²·К); α_b – коэффициенты теплоотдачи на к охлаждающей воде, Вт/(м²·К); R – термическое сопротивление рабочей стенки, м²·К/Вт; R_{lp} – линейное термическое сопротивление, м·К/Вт; $G_{ж}$ – объемный расход жидкого металла в кристаллизатор, м³/мин; $g_{ж}$ – удельный расход жидкого металла в кристаллизатор, м³/(м²·мин); g – удельный расход воды из форсунок, м³/(м²·ч) или кг/(м²·с); G – массовый расход воды на кристаллизатор, кг/с; $G_{вод}$ – массовый расход воды на форсунки ЗВО, кг/с; $G_{рол}$ – массовый расход воды на ролики ЗВО, кг/с; $G_{п0}$ – массовый расход пара на выходе из ЗВО, кг/с; $x_{п0}$ – доля воды, испарившейся в ЗВО; σ – эмпирический коэффициент пропорциональности, МВт/(м²·с^{0,5}); k_i – эмпирический коэффициент для i -ой секции ЗВО, Дж/кг; n – безразмерный коэффициент; D_k – безразмерные коэффициенты; μ_k – корни характеристического уравнения; i, k, m – индексы.

ЛУКИН Сергей Владимирович

**СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ТЕПЛООБМЕНА ПРИ ОХЛАЖДЕНИИ МЕТАЛЛА
НА МАШИНАХ НЕПРЕРЫВНОГО ЛИТЬЯ ЗАГОТОВОК**

АВТОРЕФЕРАТ

**диссертации на соискание ученой степени
доктора технических наук**

Подписано в печать Формат 60×84¹/₁₆.

Печать плоская. Усл. печ. л. 2,05.

Тираж 100 экз. Заказ №

ФГБОУ ВПО «Череповецкий государственный университет»

162600, г. Череповец, пр. Луначарского, 5.

Отпечатано в издательстве ЧГУ