

СОДЕРЖАНИЕ

ПРЕДИСЛОВИЕ (В. Ю. Авдонин)	7
ВВЕДЕНИЕ (В. Ю. Авдонин)	10
ГЛАВА 1. КРИСТАЛЛИЗАЦИЯ НЕПРЕРЫВНОЛИТОЙ ЗАГОТОВКИ	
(Е. П. Парфенов)	
1.1. Существующие модели кристаллизации непрерывнолитых заготовок	13
1.2. Математическая модель кристаллизации заготовки	19
ГЛАВА 2. ТЕПЛОВАЯ РАБОТА КРИСТАЛЛИЗАТОРА	
(Л. В. Булатов)	
2.1. Формирование корки слитка в кристаллизаторе	30
2.2. Гидравлический расчет кристаллизатора	38
2.3. Петлевая и прямоточная схемы охлаждения.	
Цилиндрические и щелевые каналы охлаждения	39
2.4. Тепловой расчет стенок кристаллизатора	
2.5. Рациональное конструирование стенок кристаллизаторов	42
ГЛАВА 3. ПРОЦЕДУРА РАЗРАБОТКИ	
СИСТЕМЫ ВТОРИЧНОГО ОХЛАЖДЕНИЯ СЛИТКА	
(Е. П. Парфенов, Л. В. Булатов)	
3.1. Экспериментальное обеспечение системы вторичного охлаждения	57
3.2. Разработка схемы расстановки форсунок	65
3.3. Расчет расходов хладагентов в зоне вторичного охлаждения	66
3.4. Толщина корки кристаллизующейся заготовки	70
3.5. Особенности охлаждения в подбое и первой зоне ЗВО	72
ГЛАВА 4. НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ	
НЕПРЕРЫВНОЛИТЫХ ЗАГОТОВОВОК	
(Л. В. Булатов, Л. Г. Корзунин)	
4.1. Упругая модель деформированного состояния непрерывнолитых заготовок	76

4.2. Упруго-пластическая модель напряженно-деформированного состояния непрерывнолитых заготовок	77
4.3. Напряженно-деформированное состояние слябовых заготовок	84
4.4. Влияние ширины слябовой заготовки на деформации, прогибы корки слитка и нагрузки на ролики от ферростатического давления	88
4.5. Напряженно-деформированное состояние блюмовых заготовок при разливке на слябовых МНЛЗ	90
4.6. Напряженно-деформированное состояние круглой заготовки	94
4.7. Влияние прогибов и растворов роликов на напряженно-деформированное состояние корки слитка	97
4.8. Корреляция результатов расчетов по упругой и упруго-пластической моделям	110
4.9. Реологическая модель напряженно-деформированного состояния корки непрерывнолитых заготовок	112

ГЛАВА 5. ПРОЦЕДУРА РАСЧЕТА ОСНОВНЫХ ПАРАМЕТРОВ МНЛЗ

(Л. В. Буранов, Л. Г. Корзунин)

5.1. Допустимые деформации на фронте кристаллизации	150
5.2. Расчет параметров МНЛЗ с вертикальным кристаллизатором ..	160
5.3. Расчет параметров МНЛЗ с радиальным кристаллизатором	169
5.4. Профилирование технологического канала	170

ГЛАВА 6. НАГРУЗКИ НА РОЛИКИ НА УЧАСТКАХ ПРАВКИ

(Л. В. Буранов, Л. Г. Корзунин)

6.1. Математическая модель нагружения податливого роликового аппарата при высокотемпературной ползучести сляба	189
6.2. Результаты расчета нагрузок на ролики и влияние на них основных факторов непрерывной разливки	209

ГЛАВА 7. СИСТЕМА УПРАВЛЕНИЯ КАЧЕСТВОМ ЗАГОТОВОВОК

(Л. В. Буранов, Л. Г. Корзунин, Е. П. Парфенов,
Н. А. Юровский, В. Ю. Авдонин)

7.1. Динамическая модель системы вторичного охлаждения слитка на МНЛЗ	233
7.2. Система мягкого обжатия	246
7.3. Автоматизированная система «Прогнозирование качества слябов»	262

ГЛАВА 8. ТЕРМОНАПРЯЖЕННОЕ СОСТОЯНИЕ, ДОЛГОВЕЧНОСТЬ И РАЦИОНАЛЬНОЕ ОХЛАЖДЕНИЕ РОЛИКОВ МНЛЗ

(Л. В. Буранов)

8.1. Термонапряженное состояние и циклическая долговечность роликов МНЛЗ	269
8.2. Пути повышения долговечности роликов МНЛЗ	284
8.3. Рациональное охлаждение роликов МНЛЗ	299

ПРЕДИСЛОВИЕ

Представленная на ваше рассмотрение работа носит весьма специализированный характер. Эта книга посвящена некоторым расчетным наработкам специалистов фирмы «Уралмаш — Металлургическое оборудование» и обобщает 40-летний опыт творческой деятельности в области разработок расчетных методик и теоретических основ проектирования МНЛЗ. Внимание авторов сосредоточено на важнейших основополагающих технологических аспектах непрерывной разливки: разработке динамической системы охлаждения заготовок, моделировании процесса мягкого обжатия, разработке системы контроля качества слитка, а также принципах построения и расчета узловых элементов технологического канала МНЛЗ. В данной книге нашли отражение вопросы профилирования и выбора основных параметров технологической линии МНЛЗ, тепловой и гидравлической работы кристаллизаторов, расчетов долговечности, теплового и термонапряженного состояния роликов МНЛЗ, процессов кристаллизации непрерывнолитых заготовок, расчета и исследования напряженно-деформированного состояния корочки слитка и ее взаимодействия с оборудованием.

Следует отметить, что все материалы, приведенные в данной книге, носят практический характер и либо уже реализованы в действующих машинах непрерывного литья заготовок нашей конструкции, либо готовятся к реализации.

Однако необходимо подчеркнуть, что авторы не ставили перед собой задачу создать учебное пособие для студентов высших учебных заведений или справочное пособие для конструкторских подразделений машиностроительных компаний. Данная книга будет интересна узкому кругу специалистов, занимающихся проектированием и исследованием процессов, происходящих при непрерывной разливке стали. Специалисты в области проектирования, расчетов и эксплуатации МНЛЗ найдут в ней методику решения специфических вопросов прикладного характера, на базе которых формируется сложнейшая технологическая система — машина непрерывного литья заготовок.

Есть несколько важных, по мнению авторов, причин, по которым данная работа создана в таком виде. Эти причины заключаются в следующем:

- Известны многочисленные публикации, носящие практический характер, посвященные анализу некоторых технологических аспектов выплавки и непрерывной разливки стали. Данные публикации в основном посвящены

описанию процесса подготовки стали к разливке и технологических приемов по улучшению качества разливаемой заготовки, сделанному на основании производственного опыта работы на существующем оборудовании. Однако мы считаем, что сегодня совершенно недостаточно материалов, посвященных проблемам выбора технологических параметров и проектирования новых МНЛЗ или методам комплексного анализа работающих машин для коренного улучшения качества отливаемой заготовки и увеличения производительности машин.

- Процесс создания современных конкурентоспособных МНЛЗ требует постоянного совершенствования принимаемых технических и технологических решений, комплексного решения вопросов конструирования, технологии и качества. Сегодня прорыв в области разработки передовых технологий и конструктивных решений в отрасли невозможен без математического моделирования поведения непрерывнолитой заготовки и оборудования МНЛЗ в эксплуатации на базе современных средств вычислительной техники. Такой подход позволяет на стадии технического и рабочего проектирования проанализировать эффективность принимаемых решений и предвидеть их результаты в будущей эксплуатации. Наличие необходимых математических моделей позволяет осуществлять выполнение поисковых научно-исследовательских работ, которые могут существовать самостоятельно, но наиболее эффективны в комплексе с экспериментальными измерениями, целью которых является обеспечение моделей необходимыми исходными данными и установление их адекватности моделируемым процессам, что необходимо для калибровки моделей.
- В условиях конкурентной борьбы фирм на рынке металлургического машиностроения трудно переоценить важность обладания комплексом необходимых программных средств для расчетного анализа собственных и конкурирующих решений, так как технологический процесс непрерывного литья заготовок отличается большой сложностью. Кристаллизация заготовки, конвективные потоки, обусловленные движением расплава внутри слитка, ползучесть и релаксация материала слитка, ликвация и порообразование — вот перечень процессов, которые необходимо моделировать при разработке базисного инжиниринга. К этому следует добавить учет процессов, связанных с взаимным влиянием формирующейся заготовки и оборудования МНЛЗ, а именно: кристаллизатора, механизма качания, роликов и траверс роликовых блоков. Для описания и моделирования процессов, происходящих при формировании непрерывнолитых заготовок и работы оборудования МНЛЗ, специалисты фирмы «Уралмаш — Металлургическое оборудование» применяют сложный математический аппарат, включающий решения систем уравнений теплопроводности, диффузии и гидродинамики, теории упругости, пластичности и ползучести. Широко используется объемное моделирование теплового и термонапряженного состояния на твердотельных моделях с учетом зависимостей свойств от химического состава и температуры. Именно в этом комплексном подходе заключается уникальность нашей фирмы, специалисты которой способны сосредоточить в своих руках весь объем инжиниринга, от выбора основных параметров МНЛЗ до детальной проработки конкрет-

ных узлов машины, и, кроме этого, владея экспериментальной базой и методами математического моделирования, создавать новые процессы в области непрерывной разливки стали.

Авторы выражают глубокую признательность ветеранам нашей фирмы, опыт и знания которых мы используем в своей работе.

Благодарим всех сотрудников нашей фирмы, с помощью которых была создана эта книга.

Особая благодарность коллективу расчетно-аналитической группы фирмы за участие в подготовке материалов книги: Е. П. Лобанову, Т. Г. Химич, В. Т. Екимовских, В. Е. Волеговой, Е. В. Гельфенбейн, М. В. Масаеву, П. А. Фарнину.

ВВЕДЕНИЕ

Уважаемые читатели, открытая вами книга издана в год 70-летия «Уральского завода тяжелого машиностроения». ОАО «Уралмашзавод» начал свою работу в 1933 году с выпуска оборудования для металлургических комбинатов и по сегодняшний день остается признанным лидером российского машиностроения, поставляя на российский рынок около 80 процентов всего объема оборудования для заводов черной металлургии.

В настоящее время функции проектирования и продаж металлургического оборудования были переданы с ОАО «Уралмашзавод» в специально организованное подразделение — фирму «Уралмаш — Металлургическое оборудование», ведущими специалистами которой являются авторы книги. В настоящее время фирма является правопреемником ОАО «Уралмашзавод» в части накопленного опыта и знаний в области проектирования металлургического оборудования.

2003 год ознаменован еще одним важным для коллектива авторов книги событием — 40-летием истории создания машин непрерывного литья заготовок на «Уралмашзаводе» и фирме «Уралмаш — Металлургическое оборудование».

В 1963 году в конструкторском бюро «Уралмашзавода» начались работы по проектированию первой в мире МНЛЗ криволинейного типа. Проект был реализован в 1964 году. Была построена экспериментальная машина непрерывного литья заготовок для одного из металлургических цехов «Уралмашзавода». В течение нескольких лет на этой машине была организована экспериментальная работа, велось постоянное улучшение и усовершенствование ее узлов и агрегатов, проверялись и корректировались методики расчета основных параметров МНЛЗ. Именно эти работы явились основой современной концепции построения машин для непрерывной разливки стали, изложенной авторами в данной книге.

За прошедшие 40 лет специалистами «Уралмашзавода» были спроектированы, изготовлены, смонтированы и пущены в работу более 70 машин непрерывного литья заготовок различного исполнения. Были реализованы проекты уникальных комплексов непрерывной разливки для Новолипецкого металлургического комбината, Череповецкого металлургического комбината, металлургического комбината «Азовсталь», Магнитогорского металлургического ком-

бината. Практически все крупные российские металлургические производства оснащены слябовыми машинами непрерывного литья заготовок конструкции «Уралмашзавода». Уралмашевские машины успешно работают во многих странах мира: Японии, Финляндии, Венгрии, Югославии, КНДР, Египте, Алжире, Болгарии, Македонии, Словакии, Пакистане.

Большой вклад в создание и развитие машин непрерывного литья заготовок внесли: Г. Л. Химич, В. М. Нисковских, Б. Я. Орлов, Е. Ю. Гельфенбейн, А. П. Коломейцев, А. И. Вараксин, П. М. Соловейчик, С. Е. Карлинский, В. Н. Хорев, Г. Н. Астафьев, А. В. Кошкин, Л. А. Быков, В. И. Куликов, В. Г. Богомазов, П. А. Андрияшин, В. Н. Бобров, В. В. Голов, А. В. Грачев, А. Д. Беренов, В. П. Андрияшин, В. В. Бусыгин и многие другие.

Последней работой нашего коллектива с участием авторов книги является реконструкция двух МНЛЗ конверторного производства ОАО «ММК» с переводом их на четырехручьевую разливку. Основные задачи реконструкции — увеличение производительности каждой МНЛЗ до 3,5 миллионов тонн слитков в год; повышение их качества; оснащение машин современными системами автоматики. Реконструкция, проводимая в действующем цехе, должна была занять минимальный промежуток времени; сокращены или исключены строительные работы; максимально возможный объем работ по реконструкции необходимо было выполнить до остановки машины, следовало сохранить максимальный объем существующего оборудования, не влияющего на технологические параметры новой машины.

Исходя из этих предпосылок, была подготовлена концепция реконструкции двух машин непрерывной разливки. Концепция заключалась в оригинальном и не имеющем аналогов подходе — в габаритах существующей МНЛЗ должна быть построена четырехручьевая слябовая машина непрерывного литья заготовок. Это стало возможным благодаря специально разработанной конструкции технологического канала машины, в котором по двум ручьям возможна разливка четырех слитков с независимым вытягиванием и полным разделением заготовок по скоростям разливки. Оригинальная компоновка роликовых сегментов, снабженных специальными стяжками, дала возможность четырехручевой машине вписаться в габарит старой установки. Четырехручевой вариант реконструкции машины позволил значительно увеличить пропускную способность агрегата, установить новое оборудование на старые фундаменты и при незначительном увеличении общей ширины технологического канала установки сохранить металлоконструкции цеха, оборудование разливочной площадки и оборудование транспортно-отделочной линии.

Первые месяцы, прошедшие с момента пуска машин, позволяют с уверенностью утверждать:

- Ряд современных технических решений, заложенных в конструкцию МНЛЗ, позволяет получать до 3,5 миллионов тонн слитков в год самого высокого качества — показатель, ставящий эту машину в один ряд с самыми современными и производительными установками в мире.
- Реализация целого ряда новых организационных мероприятий позволила успешно провести демонтаж старой машины и монтаж более чем 3000 тонн оборудования новой МНЛЗ за 14 суток — срок рекордный для российских металлургических предприятий.

- Ряд отработанных и проверенных конструктивных и технологических решений, перенесенных на новую машину, позволил провести ее освоение и выйти на проектную производительность в самые короткие сроки.

Авторы книги понимают, что процесс создания современных конкурентоспособных МНЛЗ требует постоянного совершенствования. Именно поэтому внимание в представленной книге уделено вопросам теоретического анализа принимаемых технических и технологических решений. Сегодня прорыв в области разработки передовых технологий и конструкторских решений в отрасли невозможен без математического моделирования поведения непрерывнолитой заготовки и оборудования МНЛЗ в эксплуатации на базе современных средств вычислительной техники. Такой подход позволяет на стадии технического и рабочего проектирования проанализировать эффективность принимаемых решений и предвидеть их результаты в будущей работе. Наличие необходимых математических моделей позволяет осуществлять выполнение поисковых научно-исследовательских работ, которые наиболее эффективны в комплексе с экспериментальными исследованиями на действующих МНЛЗ для обеспечения моделей необходимыми исходными данными и установления их адекватности моделируемым процессам. Сегодня математическое моделирование и расчетный анализ являются неотъемлемой составной частью процесса создания МНЛЗ в фирме.

1. КРИСТАЛЛИЗАЦИЯ НЕПРЕРЫВНОЛИТОЙ ЗАГОТОВКИ

1.1. Существующие модели кристаллизации непрерывнолитых заготовок

Затвердевание слитка в кристаллизаторе и зоне вторичного охлаждения (ЗВО) во многом определяет его качество. Как отмечается в [1], изучение теплообмена и затвердевания слитка в ЗВО позволило установить причины возникновения внутренних дефектов слитка (трещин, осевой пористости, рыхлости и др.) и их взаимосвязь со скоростью затвердевания, которая, в свою очередь, зависит от интенсивности теплоотвода, скорости вытягивания и конструктивного исполнения системы вторичного охлаждения.

Математические модели затвердевания слитка, основанные на решении задачи Стефана, классифицируются как: стефановская, квазиравновесная и неравновесная [2, 3].

Стефановская модель затвердевания

Задача Стефана приведена почти во всех монографиях, посвященных изучению затвердевания слитка. Она описывает затвердевание полуограниченного массива, предполагая отсутствие двухфазной зоны, гладкий фронт кристаллизации, отсутствие перегрева над температурой кристаллизации и наличие граничных условий теплообмена первого рода. Первое приближение аналитического решения задачи Стефана для скорости затвердевания представляет параболу:

$$\delta = k \times \sqrt{\tau}, \quad (1.1)$$

где δ — толщина корочки;
 k — коэффициент затвердевания;
 τ — время.

Формула (1.1) используется для оценки толщины корки и скорости затвердевания расплава. Удовлетворительную точность стефановская модель дает при затвердевании чистых металлов или сплавов с узким температурным интерва-

лом кристаллизации. При затвердевании сталей, как правило, точность результатов, полученная при помощи стефановской модели затвердевания, недостаточна ни для прогнозирования деформации корочки слитка, ни для управления технологическим процессом непосредственно на МНЛЗ в реальном времени.

Модификации и анализу решения задачи Стефана посвящены работы [4, 5], где рассматривается решение уравнения теплопроводности в декартовых, цилиндрических и криволинейных координатах. М. Я. Бровман отмечает, что закон квадратного корня неудовлетворительно описывает рост толщины корки в начальный момент времени при решении плоской задачи Стефана. Относительно начальной стадии кристаллизации он приводит опытные данные, которые показывают, что за первую секунду с момента контакта жидкой стали с поверхностью кристаллизатора на ней затвердевает корка толщиной около 1 мм, т. е. за меньшее время может не возникать сплошной корки или очень велика ее разнотолщинность по периметру [6, 7]. Плоская задача решается для полу бесконечного массива, поэтому для слитка конечных размеров в конце затвердевания формула (1.1) будет также давать значительные отклонения от реального процесса. При решении задачи Стефана для цилиндрического слитка использование закона квадратного корня вообще недопустимо, более того, кривые, описывающие рост корки, в начале кристаллизации выпуклые, а в конце — вогнутые [4]. Чтобы использовать решение Стефана, необходимо учитывать как его преимущества, так и недостатки. Преимуществом является простота, а недостатком — невозможность произвольного задания краевых условий в виде функций (что бывает иногда просто необходимо [8]) и недостаточная адекватность реальному процессу, особенно если это касается кристаллизации сталей, а не чистых металлов.

Квазиравновесная модель затвердевания

Наличие двухфазной зоны не позволяет использовать традиционные граничные условия Стефана у фронта кристаллизации:

$$\left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right)_{x=0} - \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right)_{x=0} = \rho \times L \times \frac{d\xi}{d\tau}, \quad (1.2)$$

где T — температура;

τ — текущее время;

$\xi(\tau)$ — толщина корки;

λ, ρ, L — коэффициент теплопроводности, плотность и удельная теплота кристаллизации соответственно.

Граничные условия Стефана основаны на допущении о гладкой границе раздела фаз с координатой $x = \xi(\tau)$. Для более полного описания затвердевания сплавов с широким интервалом кристаллизации необходимо учитывать процессы тепломассопереноса, происходящие в области переходной двухфазной зоны.

Выделение тепла кристаллизации в этом случае можно учитывать при помощи функции источника тепла, вводимой в уравнение нестационарной теплопроводности:

$$\rho \times c \times \frac{\partial T}{\partial \tau} = \operatorname{div}(\lambda \times \operatorname{grad} T) + F(x, y, z, \tau), \quad (1.3)$$

где c — теплоемкость, а функция $F(x, y, z, \tau)$ характеризует пространственно распределенный источник тепла фазового перехода, прямо пропорциональный скорости затвердевания расплава и зависящий от свойств сплава (в частности, от удельной теплоты фазового перехода и интервала кристаллизации). Таким образом, из задачи затвердевания исключается граничное условие Стефана, но в уравнении теплопереноса появляется дополнительный член: функция источника тепла фазового перехода. Предполагая, что $F(x, y, z, \tau)$ прямо пропорциональна локальной скорости затвердевания, получим:

$$F(x, y, z, \tau) = \rho \times L \times \frac{\partial \Psi}{\partial \tau}, \quad (1.4)$$

где $\Psi = \frac{V_{ma}}{V_0}$ — сечение твердой фазы, т. е. отношение объема, занимаемого твердой фазой, к полному объему выделенного элемента двухфазной зоны.

Уравнение (1.3) приобретает вид:

$$\rho \times c \times \frac{\partial T}{\partial \tau} = \operatorname{div}(\lambda \times \operatorname{grad} T) + \rho \times L \times \frac{\partial \Psi}{\partial \tau}. \quad (1.5)$$

Движущей силой роста кристаллов в двухфазной зоне является переохлаждение на фронте кристаллизации. Различают кинетическое переохлаждение, связанное с теплоотводом, и концентрационное переохлаждение, обусловленное накоплением примеси в окрестностях фронта кристаллизации, поскольку скорость выделения примеси фронтом кристаллизации больше скорости диффузии примеси в жидкой фазе. Кинетическое переохлаждение по экспериментальным оценкам для металлических сплавов не превышает 1°C. Концентрационное (диффузионное) переохлаждение вследствие неравномерного распределения примеси в жидкой фазе по мере удаления от теоретического фронта кристаллизации может значительно превышать кинетическое переохлаждение, в то время как на самом фронте кристаллизации повышенная концентрация примеси вызывает депрессию кинетического переохлаждения. Однако в промышленных металлических сплавах высокие значения концентрационного переохлаждения не реализуются из-за активного роста кристаллов в двухфазной зоне. Образование двухфазной зоны является реакцией кристаллизующегося сплава на диффузионное переохлаждение, в результате которой диффузионное переохлаждение существенно уменьшается и в реальных условиях кристаллизации для промышленных сплавов не превышает 1°C.

Учет переохлаждения важен для исследования процессов тепломассопереноса на микроуровне: в дендритных ячейках двухфазной зоны. При описании процессов переноса на макроуровне, т. е. в масштабах слитка, переохлаждением можно пренебречь, поскольку оно во много раз меньше градиентов температур в затвердевающих слитках, составляющих десятки и сотни градусов. Тогда в каждом физически малом объеме, содержащем обе фазы, концентрация примеси в расплаве и его температура связаны условием равновесия, т. е. уравнением ликвидуса сплава. Это предположение лежит в основе теории квазивариа-

новесной двухфазной зоны, предложенной В. Т. Борисовым [4, 7]. В приближении квазиравновесия температура ликвидуса связана с концентрацией примеси в расплаве на фронте кристаллизации соотношением:

$$T_L = \varphi(C). \quad (1.6)$$

Состояние сплава в каждой точке двухфазной зоны определяется температурой T_L , концентрацией примеси (C), и сечением жидкой фазы $1 - \Psi = \frac{V_{\infty}}{V_0}$.

Поскольку коэффициент диффузии примеси в твердой фазе намного меньше коэффициента диффузии примеси в жидкой фазе, то при анализе процессов тепломассопереноса в слитке при непрерывной разливке диффузией примеси в твердой фазе можно пренебречь.

Если кристаллизация сплава идет довольно медленно, т. е. полностью протекают процессы диффузионного обмена примесью между жидкой и твердой фазами, а также внутри самих фаз, соблюдается равновесный процесс кристаллизации сплава. Относительное количество твердой фазы обычно определяют «правилом рычага»:

$$\Psi = \frac{V_T}{V_0} = \frac{C_{\infty} - C_0}{C_{\infty} - C_T} \quad (1.7)$$

Введем понятие эффективной теплоемкости, уравнение (1.5) приобретает вид:

$$\rho \times C_{\text{эфф}} \times \frac{\partial T}{\partial \tau} = \operatorname{div}(\lambda \times \operatorname{grad} T) \quad (1.8)$$

где

$$C_{\text{эфф}}(T) = \begin{cases} C_{\infty}(T), & \text{при } T > T_H \\ C(T_K) - L \frac{\partial \Psi}{\partial T}, & \text{при } T_K \leq T \leq T_H \\ C_T(T), & \text{при } T < T_K \end{cases} \quad (1.9)$$

где, в свою очередь, T_H и T_K — температуры начала и конца кристаллизации соответственно.

Ю. А. Самойлович выделяет два способа учета тепла кристаллизации:

А. Диффузионные процессы в двухфазной зоне происходят с достаточной полнотой, тогда $T_H = T_L$ и $T_K = T_s$, где T_s — температура солидуса. В этом случае в первом приближении

$$-\frac{\partial \Psi}{\partial T} = \frac{1}{T_L - T_s} \quad (1.10)$$

а эффективная удельная теплоемкость будет равна

$$C_{\text{эфф}}(T) = \begin{cases} C_{\infty}(T), & \text{при } T > T_s \\ C(T_s) + \frac{L}{T_L - T_s}, & \text{при } T_L \leq T \leq T_s \\ C_T(T), & \text{при } T < T_s \end{cases} \quad (1.11)$$

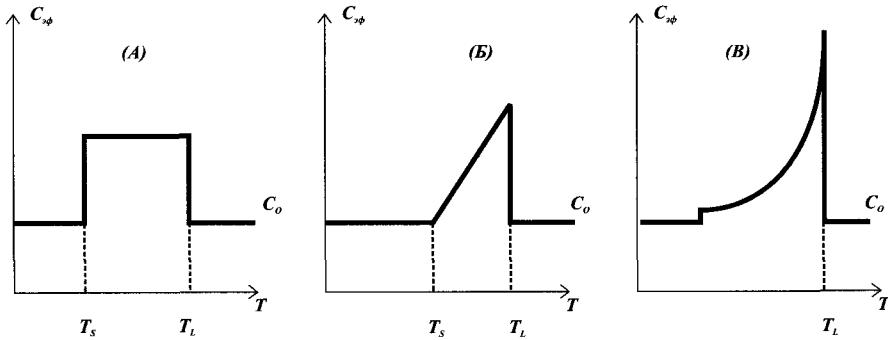


Рис. 1.1. Схемы выделения тепла в двухфазной зоне

Зависимость (1.10) представлена схемой (А) на рис. 1.1.

Б. В соответствии с концепцией устойчивости двухфазной зоны, разработанной В. Т. Борисовым [9, 10], в двухфазной зоне не существует перегретой твердой фазы или переохлажденной жидкости. Согласно этой гипотезе, темп кристаллизации описывается зависимостью:

$$-\frac{\partial \Psi}{\partial T} = \left[\frac{T_0 - T_L^0}{T_0 - T_L} \right]^{\frac{2-k_0}{1-k_0}} / (1 - k_0) \times (T_0 - T_L^0) \quad (1.12)$$

где $k_0 = \text{const}$ — равновесный коэффициент распределения;

индекс 0 относится к равновесной диаграмме состояния.

Зависимость (1.12) представлена схемой (Б) на рис. 1.1.

Следует отметить, что основная часть тепла кристаллизации в схеме (Б), и особенно — (В), выделяется вблизи температуры ликвидуса. Кроме того, схема (В) дает окончание кристаллизации при температуре эвтектики не только высокоуглеродистых, но и среднеуглеродистых сталей, что на практике не наблюдается, поэтому применять ее нужно крайне осторожно.

В моделях затвердевания слитка, разработанных в фирме «Уралмаш — МО»*, используется схема (Б). В табл. 1.1 показана корреляция результатов расчетов длины лунки жидкой фазы в зависимости от схемы выделения тепла

Таблица 1.1

Длина лунки жидкой фазы
в зависимости от схемы выделения тепла кристаллизации (Сталь 3), м

Схема выделения тепла в двухфазной зоне	$v_p = 0,4 \text{ м/мин}$	$v_p = 1,0 \text{ м/мин}$	$v_p = 1,5 \text{ м/мин}$
А	$\frac{7,650}{9,2/11,3}$	$\frac{18,759}{23,1/28,3}$	$\frac{27,705}{34,6/42,4}$
Б	7,6	18,6	27,4
В	7,6	18,6	27,5

Примечание. В знаменателе приведены результаты расчета по закону квадратного корня с коэффициентами кристаллизации $k = 26 \text{ мм/мин}^{0,5}$ и $k = 23,5 \text{ мм/мин}^{0,5}$ (диапазон, рекомендованный авторами [1] для слитка толщиной 250 мм).

* Здесь и в дальнейшем «Уралмаш — МО» соответствует ООО «Уралмаш — Металлургическое оборудование».

в двухфазной зоне и решения задачи Стефана. Из сопоставления результатов видно, что схемы (Б) и (В) дают весьма близкие результаты, существенно отличающиеся от решения задачи Стефана.

В работе [11] проведены численные исследования по сравнению решений Стефана, а также решений, полученных при применении квазиравновесной модели и экспериментальных данных, полученных на Новолипецком металлургическом комбинате методом вмораживания термопар. Результаты сравнения по расчету температуры поверхности показаны на рис. 1.2.

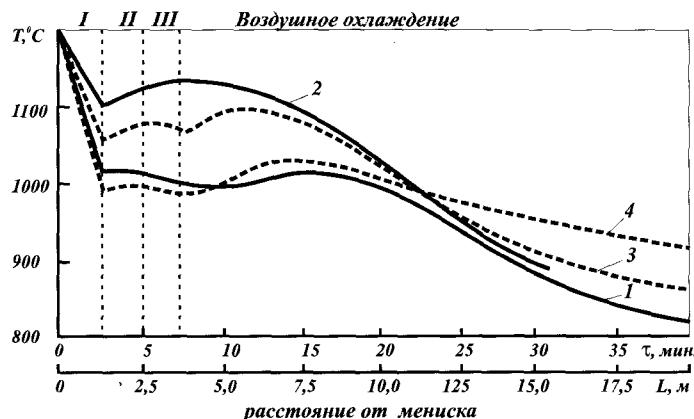


Рис. 1.2. Распределение температуры на поверхности слитка по его длине:
 1 — по экспериментальным данным [12]; 2 — по расчетным данным [13]; 3 — по модели Стефана; 4 — по квазиравновесной модели [11]; I—III — стадии охлаждения

Авторы [11] отмечают, что существование погрешности вычисления при расчетах по теоретическим моделям и при экспериментальных измерениях позволяют оценивать не величину значений, а форму полученных кривых. Кривая, полученная по квазиравновесной модели, наиболее близка по форме и численному значению к экспериментальной в начале охлаждения и имеет существенные отличия в конце. Кривая, полученная при расчетах по модели Стефана, приближается к экспериментальной лишь на заключительной стадии охлаждения.

Неравновесная модель затвердевания

В зависимости от того, каким образом определена скорость затвердевания $\frac{\partial \Psi}{\partial T}$ в уравнении (1.8), получаем ту или иную модель затвердевания. В неравновесных моделях скорость затвердевания $\Psi^* = -\frac{\partial \Psi}{\partial T}$ определяется через кинетические параметры кристаллизации: скорости зарождения W и роста кристаллов R , зависящие от локального переохлаждения расплава. Для большинства сталей кинетические параметры W и R неизвестны. Более того, их значение сильно зависит от наличия легирующих элементов и примесей, что снижает точность расчетов при использовании неравновесных моделей и для решения задач затвердевания на макроуровне является неоправданным.

1.2. Математическая модель кристаллизации заготовки

В фирме применяется квазиравновесная модель кристаллизации заготовки SLITOK с использованием выделения тепла кристаллизации по схеме (Б). Уравнение теплопроводности для слитка в установившемся режиме разливки имеет вид:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left[\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial y} \right] = \rho \times c_s(T) \times \left[v \frac{\partial T}{\partial z} \right], \quad (1.13)$$

где $T(x, y, z)$ — текущая температура в сечении слитка, °C;

- x, y — координаты в плоскости поперечного сечения слитка, м;
- z — координата в направлении вытягивания слитка, м;
- $\lambda(T)$ — коэффициент теплопроводности, Вт/(м · К);
- c_s — эффективная теплоемкость, Дж/(кг · К);
- ρ — плотность, кг/м³;
- v — скорость вытягивания слитка, м/мин.

Начальные условия определяют температурное поле слитка в начальный момент времени

$$T(x, y, z)_{z=0} = T_0 = \text{const}, \quad (1.14)$$

где T_0 — температура подаваемого в кристаллизатор металла.

Границные условия определяют теплообмен на внешней поверхности слитка.

В кристаллизаторе задаются граничные условия второго рода — плотность тепловых потоков (q), при этом по широкой и узкой граням она одинакова:

$$-\lambda(T) \times \frac{\partial T}{\partial x} = q; \quad -\lambda(T) \times \frac{\partial T}{\partial y} = q. \quad (1.15)$$

В поперечных сечениях кристаллизатора и кристаллизующейся заготовки q (Вт/м²) определяется в соответствии с аппроксимационной зависимостью [14]:

$$q = v^{0.46668} \exp\{14,689 + h[-4,3376 + h(5,5939 - 3,1608h^2)] + \\ + 0,007815/h/v - 5,7084 \times 10^{-8}h^{-5}\}, \quad (1.16)$$

где h — расстояние до мениска, м;

v — скорость разливки, м/мин.

Начиная с зоны вторичного охлаждения, решаются две задачи: прямая и обратная. Прямая задача осуществляется при известных расходах теплоносителя (а значит, и коэффициентов теплоотдачи по зонам) расчет температурного поля для решения задачи о напряженно-деформированном состоянии слитка, толщины корочки и глубины лунки жидкой фазы. Границные условия для прямой задачи третьего рода имеют вид:

$$\alpha(z) \times [T_n(z) - T_0] = -\lambda(T) \times \frac{\partial T}{\partial x}, \quad (1.17)$$

где $\alpha(z)$ — коэффициент конвективной теплоотдачи.

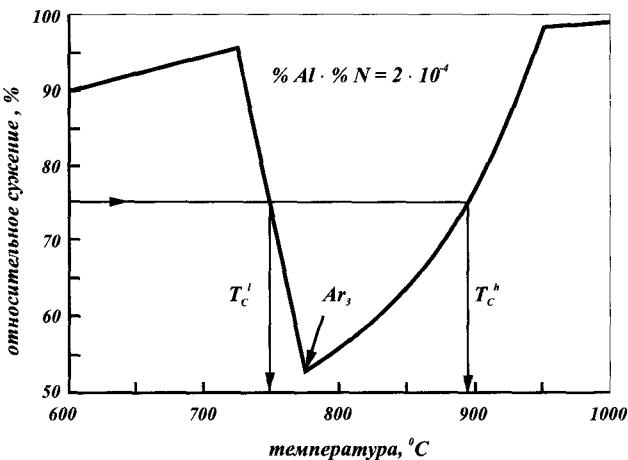


Рис. 1.3. Изменение пластичности (относительного сужения) в зависимости от температуры [15]

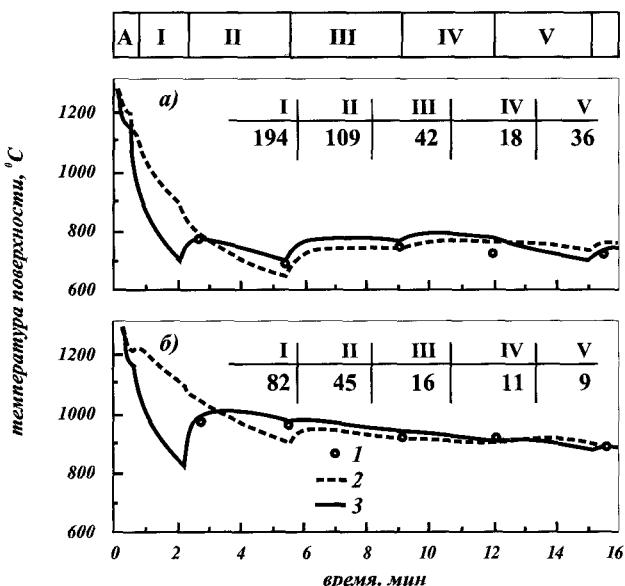


Рис. 1.4. Рассчитанная при различном распределении охлаждающей воды по зонам и измеренная температура поверхности непрерывнолитой заготовки в функции расстояния от мениска жидкой стали при скорости литья 0,5 м/мин (А — кристаллизатор; арабскими цифрами обозначены плотности орошения, римскими — номера зон): а — низкотемпературный профиль; б — высокотемпературный профиль; 1 — измеренные значения; 2 — рассчитанные по первоначально принятым параметрам модели; 3 — то же по оптимизированным параметрам модели [15]

Обратная задача решается, когда неизвестны расходы теплоносителей для охлаждения слитка. В этом случае в зоне вторичного охлаждения задаются граничные условия первого рода, т. е. тепловой профиль слитка:

$$T_n = f(z, L_K), \quad (1.18)$$

где L_K — длина зоны кристаллизации, T_n — температура середины широкой грани заготовки.

$$L_K = \left(\frac{b}{0,026} \right)^2 \times v, \quad (1.19)$$

где b — половина толщины слитка, м.

Тепловой профиль, т. е. закономерность изменения температуры поверхности заготовки вдоль технологической линии МНЛЗ, должен соответствовать определенным критериям: температура поверхности заготовки должна избегать провалов технологической пластичности, в то же время для достаточно пластичных марок сталей нужно не допускать сильного выпучивания корочки слитка между роликами.

Изменение пластичности для трубной стали в зависимости от температуры показано на рис. 1.3. В соответствии с этим, температура металла вблизи поверхности по возможности должна быть ниже $\approx 750^{\circ}\text{C}$ или выше $\approx 900^{\circ}\text{C}$. Отсюда возникают два режима организации теплового профиля заготовки: «холодный» и «горячий». На рис. 1.4 показаны опти-

мизированные «холодный» и «горячий» тепловые профиля слитка. «Холодный» режим требует повышенных усилий для загиба и распрямления заготовки.

В концепции формирования теплового профиля фирма «Уралмаш — МО» ориентирована на «горячий» режим, который характеризуется минимальными температурными градиентами и нагрузками на роликовые опоры. В то же время есть необходимость охлаждать не только слиток, но и подвесные ролики кристаллизатора и ролики первой секции, которые не имеют внутреннего охлаждения. По этой причине происходит вынужденный уход от монотонного понижения температуры поверхности.

В технологии фирмы заложены три тепловых профиля заготовок (рис. 1.5) соответствующие трем режимам охлаждения:

- режим № 1 — для сталей сложной и особо сложной вытяжки, трансформаторных, динамных;
- режим № 2 — для углеродистых обыкновенного качества;
- режим № 3 — для низколегированных, трубных, конструкционных.

Температурные кривые для удобства использования в математических моделях аппроксимированы зависимостью:

$$T_p = \exp(a_0 + a_1 \times L + a_2 / L + a_3 \times L^2 + a_4 / L^2), \quad (1.20)$$

где параметр L определяется по формуле:

$$L = 1 + L_K \times \frac{z-1}{L_K - 1}, \quad (1.21)$$

где z — текущее расстояние от мениска, м.

Значения коэффициентов a_i приведены в табл. 1.2.

Таблица 1.2
Значения коэффициентов a_i

№ кривой	1	2	3
a_0	6,968	7,009	7,07
a_1	-0,01663	-0,01292	-0,01113
a_2	0,2874	0,2484	0,1062
a_3	0,000383	0,0002873	0,0002236
a_4	-0,129	-0,1324	-0,0511

Эффективная теплоемкость в уравнении (1.13) рассчитывается при выделении тепла кристаллизации в двухфазной зоне по схеме (Б), см. рис. 1.1:

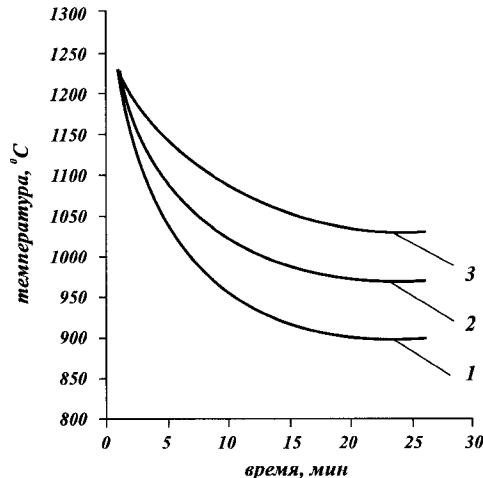


Рис. 1.5. Рекомендуемое изменение во времени температуры широкой грани слитка: 1 — режим № 1;
2 — режим № 2; 3 — режим № 3

$$C_{\vartheta\phi}(T) = \begin{cases} C_{\infty}(T), & \text{при } T > T_s \\ C(T_s) - L \frac{\partial \psi}{\partial T}, & \text{при } T_s \leq T \leq T_L, \\ C_L(T), & \text{при } T < T_L \end{cases} \quad (1.22)$$

где T_s — температура солидуса, °C;
 T_L — температура ликвидуса, °C.

Зависимость коэффициента теплопроводности от температуры:

$$\lambda(T) = \begin{cases} \lambda_{\infty}(T), & \text{при } T > T_L \\ \lambda(T_s) + (1 - \psi)(\varepsilon - 1)\lambda(T_s), & \text{при } T_s \leq T \leq T_L, \\ \lambda_{me}(T), & \text{при } T < T_s \end{cases} \quad (1.23)$$

где $\lambda_{\infty}(T) = \varepsilon \cdot \lambda(T_s)$, $\varepsilon = (4 \div 7)$, $\varepsilon = (1 \div 1,5)$ — коэффициент увеличения теплопроводности жидкой фазы и двухфазной зоны за счет конвективных потоков, соответственно [3, 15].

Ширина твердо-жидкой зоны, характеризуемая интервалом температур кристаллизации ($T_L - T_s$), во многом определяет формирование структуры в зоне, наиболее подверженной образованию горячих трещин.

Точные значения температур ликвидуса и солидуса получают из экспериментов для стали конкретного химического состава. Для углеродистых сталей ориентировочно указанные температуры можно определить из соответствующих диаграмм состояния двойных и тройных сплавов с железом.

Путем обработки экспериментальных данных и диаграмм состояния железосодержащих сплавов выведены эмпирические зависимости, по которым можно вычислить приблизительные значения температур ликвидуса и солидуса углеродистых и низколегированных сталей. Для практических целей и для инженерных расчетов температуру ликвидуса можно вычислить по следующей эмпирической зависимости [16]:

$$T_L = 1536 - (78C + 7,6Si + 4,9Mn + 1,3Cr + 3,1Ni + 4,7Cu + 3,6Al + 34,4P + 38S). \quad (1.24)$$

Температура солидуса может быть также определена по эмпирической зависимости вида:

$$T_s = 1536 - (200C + 16Si + 6Mn + 93P + 1100S + 1,7Cr + 3,9Ni). \quad (1.25)$$

Символы C, Si, Mn и др. — процентное содержание соответствующих элементов в стали.

На рис. 1.6 представлены кривые изменения характерных температур углеродистой стали в так называемом температурном интервале хрупкости в зависимости от содержания углерода [16].

Решая поставленную задачу (1.13)–(1.25) численными методами, можно определить температурное поле в поперечном сечении слитка. По известному температурному полю определяется градиент температуры в направлении оси x (толщины) на поверхности слитка и локальный коэффициент теплоотдачи по формуле:

$$\alpha(z) = \frac{-\lambda(T) \times \frac{\partial T}{\partial x}}{T_n(z) - T_0}, \quad (1.26)$$

где $T_n(z)$ — температура поверхности слитка, °C; T_0 — средняя температура охладителя.

Зависимость (1.26) определяет локальный суммарный коэффициент теплоотдачи от слитка, который складывается из теплоотдачи излучением и конвекцией к охлаждающей водовоздушной смеси. Конвективная составляющая коэффициента теплоотдачи может быть определена как разность:

$$\alpha_K(z) = \alpha(z) - \alpha_{изл}(z) \quad (1.27)$$

где $\alpha_{изл}$ — коэффициент теплоотдачи излучением;

$$\begin{aligned} \alpha_{изл}(z) = & 4,5 \cdot 10^{-8} \times \\ & \times [(T_n(z) + 273)^2 + 9 \cdot 10^4] \times \\ & \times [T_n(z) + 573]. \end{aligned}$$

Так как охлаждение слитка в МНЛЗ устанавливается по зонам, то средний коэффициент теплоотдачи в j -той зоне можно определить как среднеинтегральный:

$$\alpha_{kj} = \frac{1}{L_{j+1}-L_j} \int_{L_j}^{L_{j+1}} \alpha_K(z) \times dz \quad (1.28)$$

где L_j и L_{j+1} — расстояние от мениска начала и конца j -й зоны охлаждения.

Далее, используя расходные и тепловые характеристики установленных на МНЛЗ форсунок (3.15)–(3.20), рассчитываются расходы хладагентов по зонам и проводится поверочный расчет по определению реального температурного профиля, который может несколько отличаться от рекомендуемого (см. рис. 1.4). Отличие вызывает необходимость в интенсивном внешнем охлаждении первой секции, ролики которой не имеют внутреннего охлаждения, а также зонная регулировка расходов воды.

ЛИТЕРАТУРА

- Рутес В. С. и др. Теория непрерывной разливки.— М.: Металлургия. 1971.— 294 с.
- Самойлович Ю. А. Формирование слитка.— М.: Металлургия, 1977.— 158 с.
- Самойлович Ю. А. и др. Тепловые процессы при непрерывном литье стали.— М.: Металлургия. 1982.— 152 с.
- Бровман М. Я., Царев А. В. К вопросу о кристаллизации стальных слитков // Известия АН СССР. Металлы. 1977. № 4. С. 44—48.
- Бровман М. Я. Расчеты процесса кристаллизации в криволинейных координатах // Известия вузов. Черная металлургия. 1997. № 5. С. 60—62.

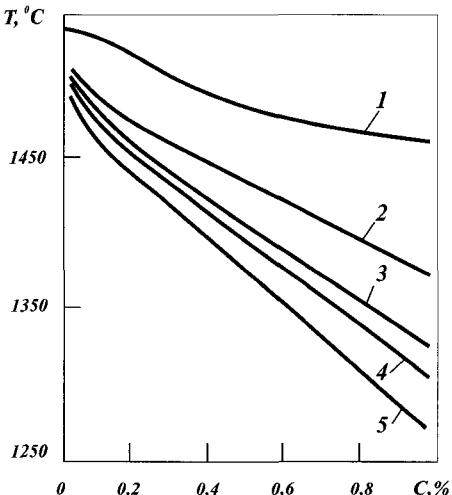


Рис. 1.6. Зависимость характерных температур углеродистой стали от содержания углерода: 1 — температура ликвидуса; 2 — температура потери прочности; 3 — температура солидуса; 4 — температура потери пластиности; 5 — температура максимальной пластиности [16]

6. Марченко И. К., Бровман М. Я., Аникеев В. В., Дубоносов В. А. Исследование кристаллизации полых стальных слитков // Известия АН СССР. Металлы. 1993. № 3. С. 66.
7. Бровман М. Я., Галентовский Г. Г. Исследование начальной стадии кристаллизации металлов // Известия АН СССР. Металлы. 1983. № 1. С. 39.
8. Парфенов Е. П., Лобанов Е. П., Карлинский С. Е., Смирнов А. А. Исследование вторичного охлаждения сляба на МНЛЗ Череповецкого металлургического комбината // Опыт проектирования и эксплуатации основных узлов МНЛЗ криволинейного типа: Сб. / Свердловск. 1991. С. 84–92.
9. Борисов В. Т. Теория двухфазной зоны металлического слитка.— М.: Металлургия. 1987.— 220 с.
10. Борисов В. Т., Виноградов В. В., Тяжельникова И. Л. Квазиравновесная теория двухфазной зоны и ее применение к затвердеванию сплавов // Черная металлургия. 1977. № 5. С. 127—136.
11. Девятов Д. Х., Логунова О. С., Ячинов И. М. Сравнительный анализ результатов математического моделирования затвердевания непрерывных слитков // Известия вузов. Черная металлургия. 1997. № 4. С. 55—57.
12. Самойлович Ю. А., Горянинов В. А. // Сталь. 1975. № 12.
13. Самойлович Ю. А., Горянинов В. А., Кабаков Э. К. в кн. Непрерывная разливка стали. Сборник № 1. М.: Металлургия. 1973. С. 19.
14. Буланов Л. В. и др. Расчетно-аналитические исследования тепловых процессов в кристаллизаторе // Сталь. 1999. № 9. С. 24—26.
15. Харсте К., Банненберг Н., Бергман Б., Шпицер К.-Х. Оптимизация процесса непрерывного литья стали и наблюдение за его ходом // Черные металлы. 1993. № 7. С. 16—25.
16. Нисковских В. М., Карлинский С. Е., Беренов А. Д. Машины непрерывного литья слябовых заготовок.— М.: Металлургия. 1991.— 272 с.
17. Масальский С. С., Селиванов В. Н. Оптимизация вторичного охлаждения непрерывнолитых слитков. Известия вузов // Черная металлургия. 2000. С. 57.

2. ТЕПЛОВАЯ РАБОТА КРИСТАЛЛИЗАТОРА

Кристаллизатор является ответственным элементом МНЛЗ, формирующим корку слитка. При проектировании кристаллизаторов необходимо выбрать рациональные геометрические параметры и такие расходы охлаждающей воды, которые обеспечат формирование корки непрерывнолитого слитка и надежную работу стенок кристаллизатора.

Наиболее важным фактором, влияющим на тепловое состояние кристаллизатора, является плотность теплового потока. Как известно, увеличение скорости непрерывной разливки ведет к повышению плотности теплового потока, при этом максимальная величина теплового потока имеет место в верхней части кристаллизатора (на расстоянии 50–100 мм от уровня мениска). На рис. 2.1 приведены результаты исследований плотностей тепловых потоков в районе мениска в интервале скоростей разливки 1–4 м/мин, полученные различными авторами [1–9].

Анализ приведенных данных показывает, что имеет место достаточно большой разброс величин максимальной плотности теплового потока. В работе [9] отмечается, что при внедрении метода измерения прочности на разрыв при помощи погружаемой в жидкую сталь разъемной формы (метод SSCT) получены наивысшие показатели плотности теплового потока около 6 МВт/м², что близко, как отмечают авторы, к величинам, наблюдаемым во время работы тонкослябовых и полосовых МНЛЗ. Согласно данным [10], максимальная плотность теплового потока при современных скоростях разливки может достигать 2,5–5,5 МВт/м². Нижняя граница интервала может соответствовать максимальным скоростям при разливке на крупнослябовых МНЛЗ, а верхняя — на тонкослябовых МНЛЗ. Важным требованием является обеспечение интенсивного и равномерного охлаждения непрерывнолитых заготовок по периметру за счет равномерной подачи воды по каналам кристаллизатора. Специалисты фирмы «Кавасаки сэйтцу» (Япония) отмечают, что при высокоскоростной разливке добились устойчивого производства бездефектных слябов за счет внедрения ряда мероприятий, обеспечивающих равномерную скорость потока воды по каналам и, как следствие, равномерного охлаждения заготовки в кристаллизаторе [11]. Важность равномерного охлаждения непрерывнолитых заготовок по периметру при повышенных скоростях разливки отмечается в работах [13–14] и многих других исследованиях. В работах [7, 12, 13] говорится о преимуществах

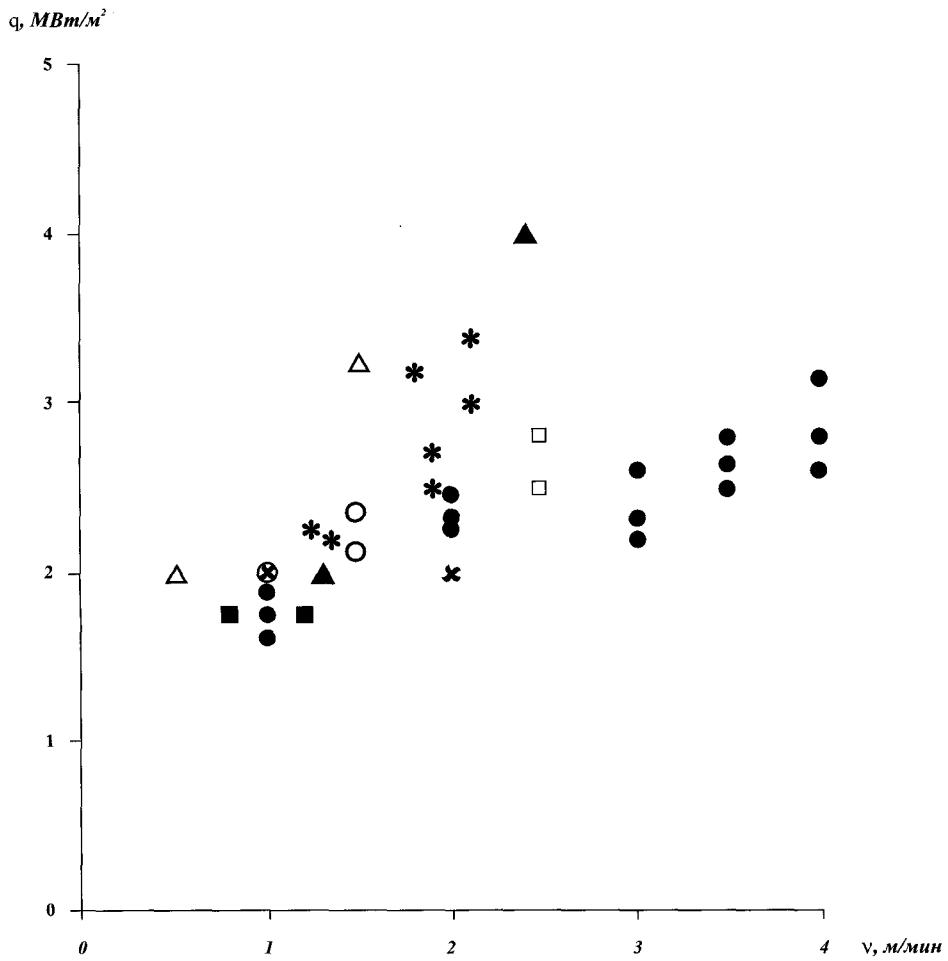


Рис. 2.1. Тепловой поток в районе мениска кристаллизатора в зависимости от скорости разливки для углеродистых и низкоуглеродистых марок сталей:

- △ — 250×300 мм, институт черных металлов Ирси (Франция) [1];
- — 200×1700 мм, ф. «Тиба сэйтэндзе» (Япония) [2];
- ✗ — 250×1550 мм, ВНИИМЕТМАШ (Россия) [3];
- — слаб 90×1000 мм [4];
- △ — Ø180 мм, ф. «Маннесманнерен-верке» (Германия) [5];
- * — 230×950 мм, ф. «Кобэ Стил» (Япония) [6];
- — 330×254 мм, ф. «Даниелли» (Италия) [7];
- — 190×(780÷1860) мм, ф. «Соллак» (Франция) [8];
- ▲ — слаб, Линц, Department of Ferrous Metallurgy (Австрия) [9]

способа автономного подвода охлаждающей воды к каждой стенке кристаллизатора. Такой способ позволяет регулировать расход воды в каждой стенке и тем самым обеспечить наиболее равномерное охлаждение слитка по периметру. С учетом увеличения плотности теплового потока не менее важной задачей является недопущение в каналах кипения воды. Поэтому для предупреждения образования пузырьков пара при высоких скоростях разливки в системах охлаждения кристаллизатора необходимо поддерживать достаточно высокие скорости потока охлаждающей воды. Так, в работе [14] отмечается, что при скорости разливки 2,5 м/мин скорость движения воды в каналах кристаллизатора МНЛЗ фирмы «Ниппон Кокан» составляет более 9 м/с. По данным работы [15] увеличение скорости протока воды в каналах с 4 до 10 м/с при разливке сортовых заготовок позволило увеличить интенсивность теплоотвода в кристаллизаторе и добиться стабильного процесса литья заготовок на сортовых МНЛЗ при скорости 3—4 м/мин. Максимальные скорости 15 м/с отмечены в [16]. На МНЛЗ применяется как схема прямоточного движения воды в каналах (вода подается сверху вниз, т. е. в направлении движения непрерывного слитка), так и схема противоточного движения (вода подается снизу вверх, т. е. в направлении, противоположном движению слитка). В работах [7, 17] предпочтение отдается прямоточной схеме подачи воды в кристаллизатор, т. к. при этом обеспечивается подвод холодной воды в зону мениска, т. е. в зону максимального теплового потока. В работе [18] отмечается, что в вертикальных трубах при совпадении направления течения жидкости с направлением подъемной силы (снизу вверх) при нагреве скорость течения жидкости у стенки увеличивается, что способствует увеличению теплоотдачи. При взаимно противоположном направлении движения воды (сверху вниз) и подъемных сил при нагреве происходит некоторое снижение скорости движения жидкости у стенки и снижение теплоотдачи, а в центре канала скорость движения жидкости возрастает.

К преимуществам схемы противотока (подача воды снизу вверх) некоторые авторы относят более полное заполнение каналов кристаллизатора водой. При проектировании системы первичного охлаждения особенно высокие требования должны предъявляться к качеству охлаждающей воды. На современных МНЛЗ система охлаждения кристаллизатора должна выполняться замкнутой и обеспечиваться водой с высокой степенью очистки. Опыт эксплуатации МНЛЗ на заводах «Серп и молот» и Молдавском металлургическом показал, что перевод охлаждения кристаллизаторов на замкнутую систему охлаждения с обеспечением тщательной подготовки воды (снижение жесткости, борьба с биологическими отложениями, полное отсутствие нефтепродуктов и т. д.) позволил обеспечить стабильное проведение процесса разливки сортовых заготовок со скоростями до 4 м/мин [10, 19, 20]. Специалисты фирмы «Шлеман-Зимаг» (Германия) считают, что для охлаждения кристаллизаторов МНЛЗ необходимо применять не только замкнутый, но и закрытый контур, в котором должна использоваться только деминерализованная вода, обработанная кислородным связывающим веществом и ингибитором коррозии. Ниже приведены рекомендуемые фирмой «Шлеман-Зимаг» требования к качеству воды для охлаждения кристаллизатора:

Показатель качества	Рекомендуемая величина
pH	8–9
Общая жесткость, мг экв/л	0,072
Карбонатная жесткость, мг экв/л	0,072
Свободный кислород, мг/л	<0,1
Fe + Mn, мг/л	<0,2
Хлориды, мг/л	<5
Сульфаты, мг/л	<5
Кремниевая кислота, мг/л	<1
Взвеси, мг/л	<5
Масла и нефтепродукты, мг/л	<2
Общее содержание солей, мг/л	<10
Электропроводность, мкС/см	<20

Ужесточение требований к качеству охлаждающей воды вызвано необходимостью исключить возможность отложения солей на поверхности водоохлаждаемых каналов. По данным [21, 22], даже тончайшие отложения солей на медных стенках уменьшают теплопроводность и могут способствовать образованию прорывов. Исследования, проведенные на Молдавском металлургическом заводе, показали, что при толщине отложения карбоната кальция (накипи), равной 0,1 мм, температура рабочей поверхности гильзы толщиной 10 мм увеличивается на 100°C [10]. Для предупреждения отложений накипи в водоохлаждаемых каналах кристаллизатора общий расход воды для первичного охлаждения выбирают из условия нагрева ее при прохождении через кристаллизатор на величину, при которой температура отходящей воды ниже температуры выпадения нерастворимых осадков [23]. Авторы [24] считают, что в случае применения химически очищенной воды температура ее на выходе из кристаллизатора не должна превышать 57°C. Необходимо заметить, что при использовании обычной (несмягченной) воды выпадение солей начинается уже при температуре 36–40°C [25]. Важно также обратить внимание на вредное влияние содержащихся в воде масел и нефтепродуктов, вызывающих снижение теплоотдачи в водоохлаждаемых каналах кристаллизатора. В работе [26] приводятся результаты экспериментов по определению влияния содержащегося в воде масла на величину критического теплового потока, при котором может возникать пленочное кипение в каналах, сопровождающееся резким снижением теплоотдачи и повышением температуры теплоотдающей поверхности. Установлено, что при скорости воды до 12 м/с и давлении до 0,6 МПа содержание в охлаждающей воде 20–30 мг/л масла приводит к снижению критического теплового потока в 2,2 раза. Поэтому одним из показателей качества охлаждающей воды для кристаллизатора тонкослябовой МНЛЗ должно быть требование полного отсутствия нефтепродуктов.

В условиях эксплуатации тепловые процессы, происходящие на поверхности стенок кристаллизатора, зависят во многом от колебаний уровня жидкого металла в кристаллизаторе, гидродинамики потоков жидкого металла, вытекающего из сталеразливочного стакана, свойств и условий растекания шлакообразующей смеси работы механизма качания кристаллизатора и др. Авторы [27] и [3] отмечают

экстремумы в распределении плотностей теплового потока по ширине и высоте кристаллизатора, что объясняется как гидродинамикой вытекающего из стalerазливочного стакана жидкого металла, так и различным термосопротивлением шлаковой прослойки между слитком и кристаллизатором, зависящим от частоты качания, а также неравномерностью степени контакта корки заготовки с поверхностями стенок. В результате комплексного влияния указанных факторов тепловой процесс на поверхностях стенок кристаллизаторов отличается нестабильностью и не подлежит строгому моделированию ввиду индивидуальности влияния всех факторов на каждой конкретной МНЛЗ. Распределение температур на поверхности стенок кристаллизаторов измерительного комплекса «Кристаллизатор», разработанного НПП «ТЕХНОАП» (г. Москва) и применяемого на МНЛЗ Магнитогорского металлургического комбината (ММК), убедительно демонстрирует доминирующую роль в возникновении прорывов эксплуатационных факторов, таких как колебания уровня металла (рис. 2.2, *a* на цветной вкладке), точность установки погружного стакана (рис. 2.2, *б*), условия формирования слоя шлака между корочкой слитка и стенками кристаллизатора, а также плотность их контакта и их сочетание (рис. 2.2, *в*). Именно эти факторы ответственны за показанные на рис. 2.2 локальные возмущения температуры, изменяющиеся в процессе непрерывной разливки во времени. Следует разделять вопросы объяснения причин прорывов, которые зависят от комплексного воздействия вышеупомянутых факторов, и вопросы конструирования кристаллизаторов, рассчитываемых на нормальную работу без учета локальных возмущений, обусловленных технологическими и эксплуатационными причинами: формированием шлаковой прослойки, гидродинамическими потоками расплава (зависящими от конструкции и правильности установки разливочного стакана) и плотностью контакта корки со стенками. При проектировании кристаллизаторов главное внимание следует уделять вопросам выбора таких геометрических параметров и форм каналов охлаждения, схем охлаждения кристаллизатора и рациональных расходов воды, которые обеспечивают необходимое формирование корки слитка, т. е. рост с определенным темпом и достаточную для беспрорывной работы толщину сформировавшейся корки на выходе из кристаллизатора, а также тепловое состояние кристаллизатора, обеспечивающее его надежность в работе (отсутствие кипения на поверхностях каналов охлаждения и превышения значения температуры в любой точке рабочей поверхности над температурой разупрочнения материала стенки). При этом принципиальной является адекватность задания граничных условий на рабочих поверхностях стенок кристаллизаторов, контактирующих с жидким металлом и на поверхностях каналов охлаждения. В качестве граничных условий на рабочих поверхностях стенок или на поверхности корки слитка в кристаллизаторе задается плотность теплового потока (1.16), представляющая аппроксимационную зависимость, построенную по результатам экспериментальных исследований методом термометрирования, которые были выполнены при эксплуатации уралмашевских кристаллизаторов сечением 250×1550 мм в течение 145 плавок в диапазоне скоростей литья 0,6–1,2 м/мин на МНЛЗ № 2 конвертерного цеха Новолипецкого металлургического комбината [28]. Такой подход обеспечивает достоверность полученных результатов расчета. На поверхности каналов охлаждения задаются коэффициенты теплоотдачи, рассчитанные согласно методике [29] с использованием значений скоростей воды в каналах с учетом распределения расходов воды в каналах стенок по результатам гидравлического расчета.

2.1. Формирование корки слитка в кристаллизаторе

Для расчетов кристаллизации непрерывнолитой заготовки в кристаллизаторе в фирме применяется математическая модель SLITOK, описанная в главе 1. С ее использованием проведены широкие расчетно-аналитические исследования с целью выявления возможностей управлять процессами кристаллизации непрерывнолитых слитков в кристаллизаторе. В численных экспериментах варьировали химический состав разливаемых сталей, скорость литья, скорость воды в каналах охлаждения, толщину стенки кристаллизатора, значения температуры воды в каналах охлаждения и анализировали их влияние на толщину формирующейся корки и ее температуру.

Влияние химического состава и перегрева жидкого металла

При постоянной скорости литья разброс по величине толщины корки сталей различных марок на выходе из кристаллизатора невелик и достигает максимального значения 3 мм, а температуры поверхности не более 50°C для высокоуглеродистой стали, рис. 2.3, что объясняется существенным отличием температур ликвидуса и солидуса, табл. 2.1.

Таблица 2.1
Теплофизические свойства стали

Марка стали	Температура солидуса, °C	Температура ликвидуса, °C	Скрытая теплота плавления, кДж/кГ	Плотность жидкой стали, кГ/м³
Ст. 3	1469	1509	268	7060
14ГС	1468	1508	268	7205
Трансформаторная	1434	1500	268	7200
9ХФ	1315	1457	268	7205

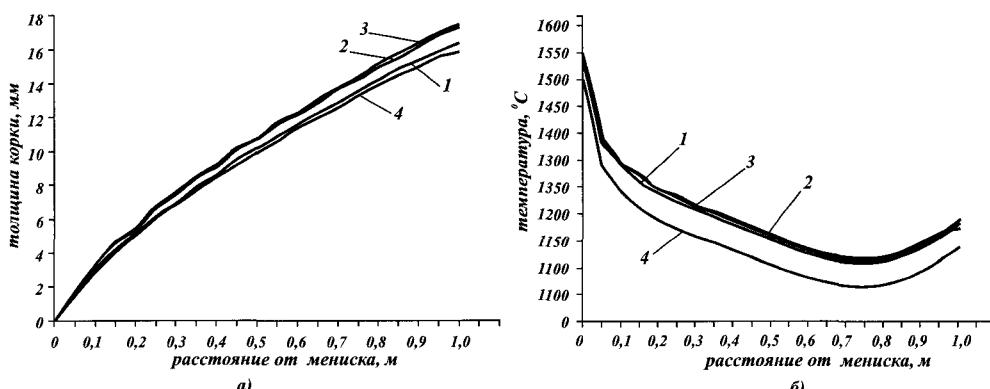


Рис. 2.3. Изменение толщины корки (а) и температуры (б) середины широкой грани слитка толщиной 250 мм при литье сталей разного марочного сортамента с температурой перегрева $T_{nep} = 40^\circ\text{C}$ со скоростью литья 1,2 м/мин: 1 — трансформаторная сталь; 2 — Ст 3; 3 — сталь 14ГС; 4 — сталь 9ХФ

Более существенно влияние перегрева жидкого металла, рис. 2.4 на цветной вкладке. Следует отметить, что в нижней части кристаллизатора имеет место разогрев поверхности непрерывнолитой заготовки. Это может быть обусловлено неплотным прилеганием сформировавшейся корки слитка к поверхности стенок. Такое явление отмечают и авторы [3], констатирующие интенсивное понижение температуры на участке 0—0,2 м от мениска, относительную стабилизацию температуры на участке 0,2—0,8 м и ее повышение на участке от 0,8 м до конца кристаллизатора на 60—100°C. При этом температура на поверхности слитка составляет 1150—1210°C, что хорошо корреспондирует с результатами расчетов фирмы «Уралмаш — МО». Для расчета толщины корки и температуры ее поверхности могут быть рекомендованы зависимости, приведенные в табл. 2.2.

Таблица 2.2

Аппроксимирующие зависимости для толщины корки и температуры середины грани

Темпера- ттура пре- рева, °C	Формула толщины корки		
	Марка стали		
	Трансформаторная	Ст. 3, 14ГС	9ХФ
20°C	$0,029253 + 30,008x_1^{-1}x_2 - 11,592x_1^{-1}x_2^2 - 25,178x_1^{-3}x_2 + 3,0339x_1^{-5}x_2 + 8,2641x_1^{-1}x_2^{-3} - 56,813x_1^{-2} + 76,996x_1^{-3}$ $31,489x_1^{-4} + 1,7794x_1^{-5}x_2^3 + 33,553x_1^{-2}x_2^2 + 2,2972x_1^{-2}x_2^4 - 16,397x_1^{-2}x_2^4 + 8,1457x_1^{-1}x_2^8 - 12,459x_1^{-9} + 9,7992x_1^{-1}x_2^8$	$8,809 + 12,549x_1^{-1}x_2 - 0,86656x_1^{-2}x_2^2 + 5,1028x_1^{-3}x_2 - 0,61054x_1^{-4} + 0,019204x_1^{-2} - 1,8599e^{-3}x_2^{-3} + 0,215562x_1^{-2}x_2^{-1} + 0,30572x_1^{-1} - 0,0073662x_1^{-2}x_2^{-2} + 5,4803e^{-4}x_1^{-1}x_2^4 + 7,1521e^{-6}x_1^{-2}x_2^{-3} - 4,26x_1^{-5} - 5,480e^{-5}x_1^{-1}x_2^{-3} - 1,0026x_1^{-2}x_2^3$	$12,542 + 9,8692x_1^{-1}x_2 - 0,18039x_1^{-3}x_2^2 - 1,625x_1^{-1} + 0,11397x_1^{-2} + 2,7269e^{-3}x_2^{-3} - 6,968x_1^{-1} - 0,058219x_1^{-2}x_2^{-1} - 0,0028393x_2^{-3} + 0,0047253x_1^{-5} - 1,4812e^{-6}x_1^{-1}x_2^4 + 3,8408x_1^{-2}x_2^3 - 1,7421x_1^{-5} + 0,77774x_1^{-1}x_2^{-1} + 0,90175x_1^{-2} + 0,0015387x_1^{-1}x_2^{-3} - 2,056e^{-4}x_1^{-2}x_2^{-1} - 0,28832x_1^{-2}x_2^2 + 1,6479x_2^{-4}$
Темпера- ттура пре- рева, °C	Формула температуры середины грани		
	Марка стали		
	Трансформаторная	Ст. 3, 14ГС	9ХФ
20°C	$1519,6 - 4218,3x_1 + 5 2982x_2^2 - 4,1705e^3x_1^{-3} + 1,9842e^4x_1^{-4} - 5,9246e^5x_1^{-5} + 1,136e^6x_1^{-6} - 1,3981e^7x_1^{-7} + 1,0679e^8x_1^{-8} - 719,9x_1^{-1}x_2 + 5331,8x_1^{-1}x_2^2 - 20007x_1^{-1}x_2^3 + 41293x_1^{-1}x_2^4 - 47803x_1^{-1}x_2^5 - 4,6085e^9x_1^{-9} + 8,5866e^{10}x_1^{-10} + 29142x_1^{-1}x_2^6 + 1,1746x_1^{-4}x_2^2 - 7277,7x_1^{-1}x_2^7 - 0,32008x_1^{-3} - 0,79957x_1^{-1}x_2^2$	$1535,5 - 4937,9x_2 + 50290x_2^2 - 3,4575e^3x_2^3 + 1,5168e^4x_2^4 - 4,3134e^5x_2^5 + 8,019e^6x_2^6 - 9,664e^7x_2^7 + 196,37x_1^{-1}x_2 - 151,36x_1^{-2}x_2^2 + 7,271e^8x_2^8 + 45,865x_1^{-3}x_2^3 - 0,26066x_1^{-5} + 0,34926x_1^{-4}x_2^2 - 3,1019e^9x_2^9 + 5,7256e^{10}x_2^{10}$	$1502,1 - 6153,6x_2 + 69253x_2^2 - 10,883x_1^{-1} - 5,059e^3x_2^3 + 2,3126e^4x_2^4 - 6,7714e^5x_2^5 + 1,2872e^6x_2^6 - 1,5791e^7x_2^7 + 1,2054e^8x_2^8 + 407,99x_1^{-1}x_2 - 763,51x_1^{-2}x_2^2 - 5,2033e^9x_2^9 + 939,69x_1^{-3}x_2^3 + 9,6984e^{10}x_2^{10} - 0,96363x_1^{-5} - 463,58x_1^{-2}x_2^2 - 133,27x_1^{-4}x_2^3 + 129,77x_1^{-1}x_2^5$

x_1 — v -скорость литья, м/мин; x_2 — L -расстояние от мениска, м

Формирование корки широкой и узкой граней заготовок при одинаковой плотности тепловых потоков практически одинаковы и мало зависят от толщины непрерывнолитой заготовки, рис. 2.5 и рис. 2.6 на цветной вкладке.

При расчете толщин корки и ее температуры учитывались температурные зависимости теплофизических свойств (пример для Ст 3 приведен на рис. 2.7).

Рассмотрим возможности, которыми располагает конструктор для управления процессом формирования корки в кристаллизаторе. Система «жидкий металл — вода в каналах охлаждения» включает четыре термосопротивления:

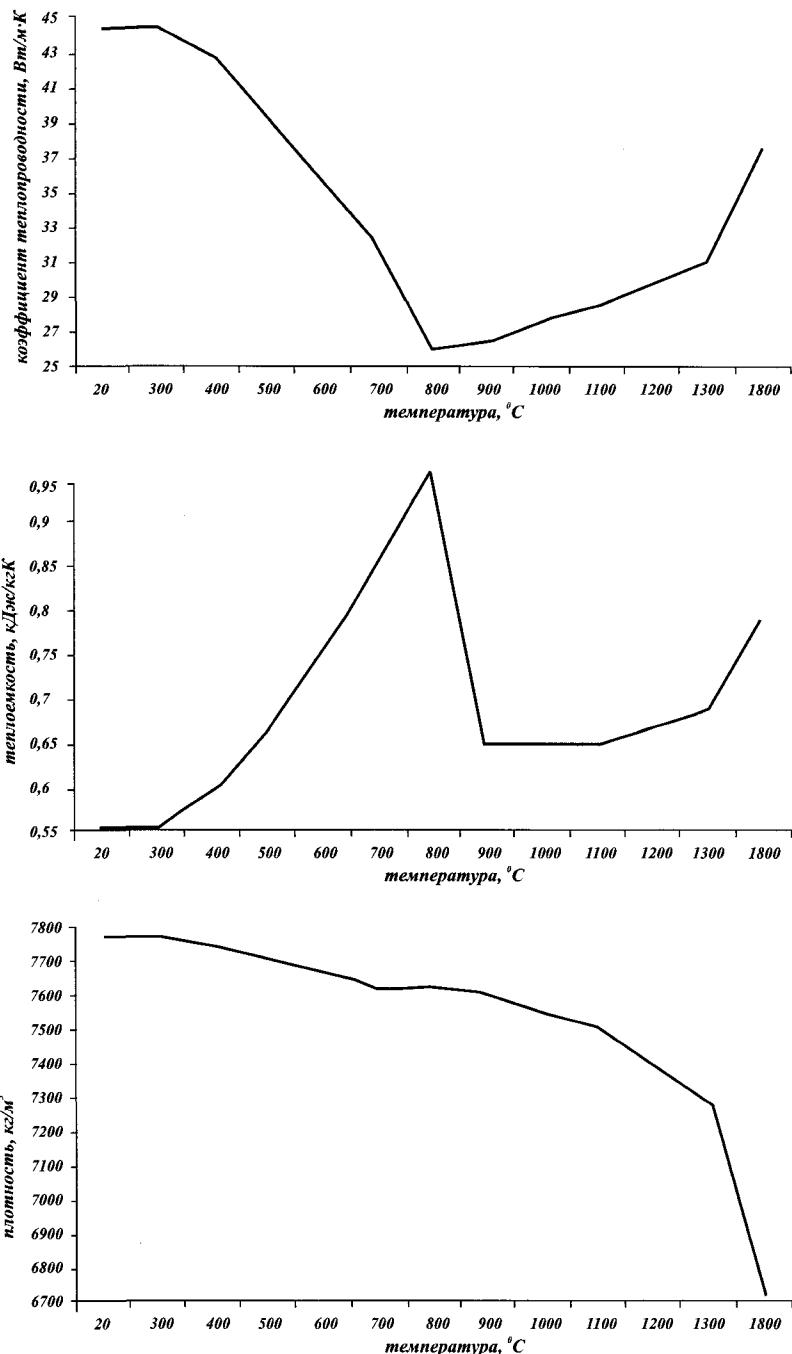


Рис. 2.7. Термофизические свойства Ст 3

корки заготовки, шлака (в нижней части может иметь место термосопротивление воздушного зазора из-за неплотного прилегания корки к стенкам кристаллизатора), стенки кристаллизатора и термосопротивления конвективного теплообмена на поверхности канала охлаждения. Указанные величины термосопротивлений связаны с плотностью теплового потока следующим уравнением:

$$q = \frac{T_{ж.м} - T_e}{R_k + R_w + R_{c.k} + R_{k.o}}, \quad (2.1)$$

где q — плотность теплового потока,
 $T_{ж.м}$ и T_e — температура жидкого металла и воды соответственно,
 R_k , R_w , $R_{c.k}$, $R_{k.o}$ — термосопротивление корки, шлака, стенки кристаллизатора и обусловленного теплоотдачей на поверхности канала охлаждения.

$$R_k = \frac{\delta_k}{\lambda_k}, \quad (2.2)$$

где δ_k , λ_k — толщина и коэффициент теплопроводности корки.

$$R_{c.k} = \frac{\delta_{c.k}}{\lambda_{c.k}} \quad (2.3)$$

где $\delta_{c.k}$, $\lambda_{c.k}$ — толщина и коэффициент теплопроводности стенки кристаллизатора.

$$R_{k.o} = \frac{1}{\alpha_e}, \quad (2.4)$$

где α_e — коэффициент теплоотдачи воды на поверхности каналов охлаждения.

Процесс течения в каналах может быть идентифицирован с турбулентным при $Pr > 0,6$, $Re > 10^4 \div 10^5$, тогда для расчета коэффициента теплоотдачи в круглых и щелевых каналах может быть рекомендована формула [30]:

$$\alpha_e = \frac{Nu \cdot \lambda_e \cdot P}{4S}, \quad (2.5)$$

$$\left. \begin{aligned} \text{где } Nu &= 0,021 Re^{0,8} Pr^{0,43} (Pr/Pr \text{ cm})^{0,25} && \text{критерий Нуссельта;} \\ Re &= \frac{4\omega S}{vP} && \text{критерий Рейнольдса;} \end{aligned} \right\} \quad (2.6)$$

λ_e — коэффициент теплопроводности воды, Вт/(м · К),
 $\lambda_e = 0,64$ Вт/(м · К);
 ω — скорость воды в канале, м/с;
 S — площадь канала, м²;
 P — периметр канала, м;
 v — кинематическая вязкость воды, м²/с;
 Pr — число Прандтля для усредненных параметров течения воды;
 $Pr \text{ cm}$ — число Прандтля для параметров течения воды в окрестности стенки канала.

Для расчета значений v , Pr , $Pr \text{ cm}$ могут быть использованы соответствующие зависимости критериев Прандтля и кинематической вязкости от температуры, приведенные на рис. 2.8. Значения $\lambda_{c.k}$ приведены в табл. 2.3.

За базовый вариант для сравнения принята стенка кристаллизатора с полезной толщиной (от рабочей поверхности до каналов) 30 мм, материал — медь с серебром, скорость воды 6 м/с.

Таблица 2.3

Свойства медных сплавов для изготовления стенок кристаллизаторов

Марка сплава	Основные свойства						Температура разупрочнения, °C	
	при 20°C			при 300°C				
	λ , Вт/(м · K)	$\sigma_{0,2}$, МПа	δ , %	λ , Вт/(м · K)	$\sigma_{0,2}$, МПа	δ , %		
Медь (г/д)	410	60	45	393	50	40	250–280	
МСр (х/д)	380	220	20	375	160	25	350	
МН2, 5КоКрХ (т/о)	180	600	10	240	480	6	550	
БрХ (т/о)	350	280	20	360	220	15	500	
БрХ Цр (т/о)	340	330	25	350	280	20	550	
БрЦр (х/д)	370	300	15	365	280	15	500	
МЗРЖ (т/к)	280	200	20	290	180	15	600	

Примечание. Г/д — горячедеформированная заготовка; х/д — холоднодеформированная; т/о — термообработанная; т/к — теплокатанная.

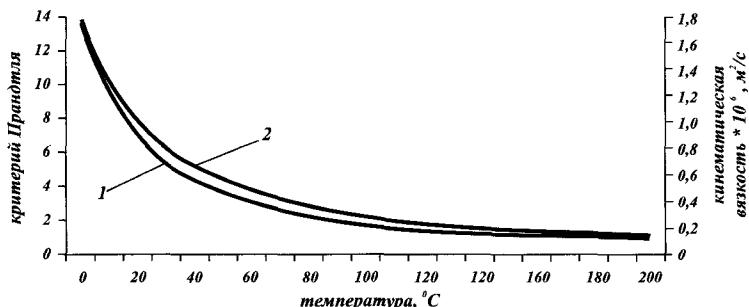


Рис. 2.8. Зависимость критерия Прандтля (1) и кинематической вязкости (2) от температуры

Из всей системы термосопротивлений не определена только величина термосопротивления шлака между стенкой кристаллизатора и коркой слитка. Определим ее вычитанием термосопротивлений, вычисляемых по формулам (2.2)–(2.4) из суммарного термосопротивления:

$$R_{\Sigma} = \frac{T_{ж.м} - T_e}{q}, \quad (2.7)$$

где T_e — средняя температура воды в каналах.

Таким образом,

$$R_u = R_{\Sigma} - R_k - R_{c.k} - R_{k.o}. \quad (2.8)$$

При расчете R_u принимали следующие исходные данные, соответствующие условиям в экспериментах по определению плотности теплового потока: $\delta_{c.k} = 30$ мм, $T_e = 30^\circ\text{C}$, $T_{ж.м} = 1498^\circ\text{C}$, $\lambda_{корка} = 35$ Вт/(м · K), $\omega = 6$ м/с, $a_e = 24359$ Вт/(м² · K). Величину плотности теплового потока принимали в соответствии с зависимостью (1.16). Изменение R_u по высоте кристаллизатора приведено на рис. 2.9.

Следует учитывать, что определенная таким образом величина R_u соответствует условиям конкретного эксперимента и в других случаях может изменяться в зависимости от химического состава шлакообразующей смеси, одна-

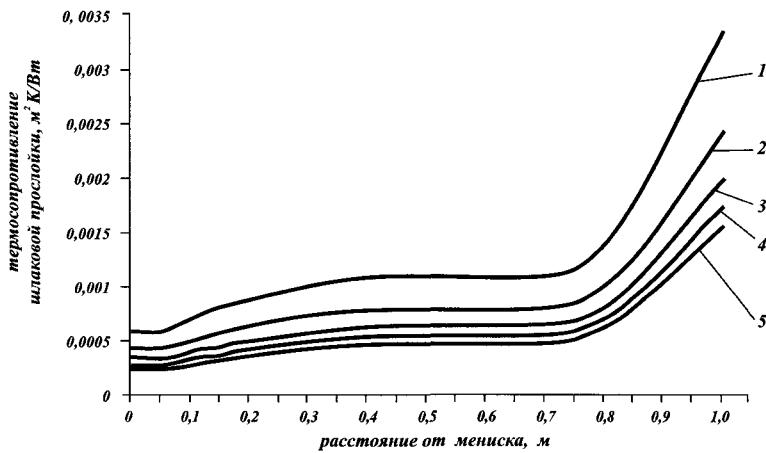


Рис. 2.9. Изменение термосопротивления слоя шлака между коркой слитка и стенкой кристаллизатора по высоте кристаллизатора в зависимости от скорости литья:
1 — $v = 1$ м/мин; 2 — $v = 2$ м/мин; 3 — $v = 3$ м/мин; 4 — $v = 4$ м/мин; 5 — $v = 5$ м/мин

ко она может быть использована в анализе возможностей управлять процессом кристаллизации с помощью тех параметров, на которые может влиять конструктор. В серии численных экспериментов варьировали скорость литья в диапазоне 1—5 м/мин, толщину слитка 30—10 мм, скорость воды в каналах 6—12 м/с, среднюю температуру воды в каналах 10—50°C. Указанные диапазоны скоростей литья и полезных толщин стенок расширены до условий разливки тонких слябов, т. к. в данном исследовании интересуют обстоятельства, при которых толщина стенки кристаллизатора и скорость воды в каналах могут эффективно влиять на такие параметры, как толщина корки и температура ее поверхности. Плотности тепловых потоков при высоких скоростях, приведенные на рис. 2.10, получены по формуле (1.16) и фактически являются экстраполяцией

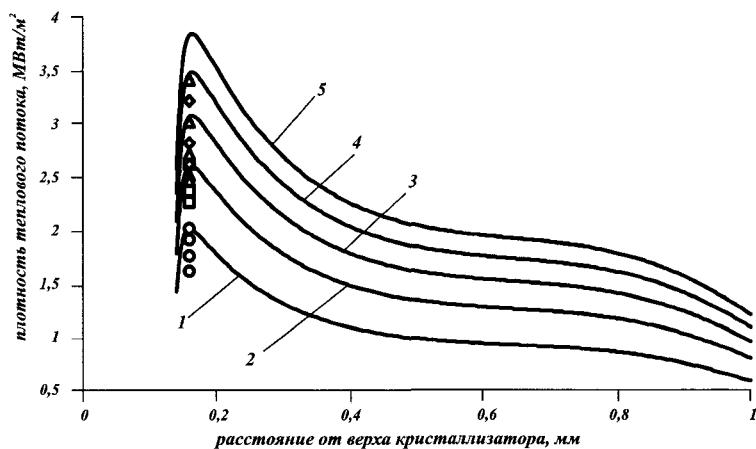


Рис. 2.10. Изменение по высоте кристаллизатора плотности тепловых потоков, применяемых в расчетах фирмы «Уралмаш — МО», и корреляция с результатами экспериментальных исследований (○, Δ, □, ⬤ — результаты экспериментальных исследований в соответствии с рис. 2.1)
1, ○ — $v = 1$ м/мин; 2, Δ — $v = 2$ м/мин; 3, □ — $v = 3$ м/мин; 4, ⬤ — $v = 4$ м/мин; 5 — $v = 5$ м/мин

за пределами значений, претендующих на достоверность по результатам экспериментальных измерений, положенных в основу этих зависимостей с ограничением по скорости литья 1,2 м/мин [3, 27]. Однако, учитывая цель исследования: оценить влияние различных факторов на процесс формирования корки слитка в кристаллизаторе, такой подход допустим. Максимальные значения плотностей тепловых потоков по формуле (1.16) корреспондируют с данными, приведенными на рис. 2.1.

Влияние толщины стенки кристаллизатора

Удельный вес термосопротивления стенки кристаллизатора в указанном выше диапазоне скоростей литья — 10—19%, а в нижней части кристаллизатора — 4—8% от суммарного, соответственно. Уменьшение полезной толщины стенки кристаллизатора при разливке крупных слябов ведет к росту толщины корки на выходе из кристаллизатора с темпом 0,16 мм прироста корки на 1 мм уменьшения полезной толщины стенки кристаллизатора во всем рассматриваемом диапазоне скоростей литья (рис. 2.11 на цветной вкладке). Рост корки происходит дифференцированно с максимальным темпом на расстоянии до 0,2 м от мениска. При разливке крупных слябов в скоростном диапазоне 1—2 м/мин прирост толщины корки на выходе составит 10—20%. При более высоких скоростях, характерных для разливки тонких слябов, роль толщины стенки усиливается до 25—35% прироста толщины корки. Аналогичные, но более слабые зависимости характерны для температуры поверхности корки заготовки, отклонения которой от базового варианта в сторону снижения значений при уменьшении толщины стенки составляют 10—17% в менисовой зоне и 3—5% на выходе их кристаллизатора (рис. 2.12 на цветной вкладке). Большая часть прироста толщины корки за счет уменьшения толщины стенки кристаллизатора происходит на первой половине высоты кристаллизатора, где вероятность прорывов более высока. Таким образом, существует дилемма: возможность интенсификации роста корки за счет применения более тонких стенок кристаллизатора или обеспечение высокого ресурса стенок за счет применения более толстых стенок и увеличения количества их перестрожек. В первом случае необходимо износостойкое покрытие, во втором — альтернативой может быть многократная перестройка стенок. На большинстве российских меткомбинатов широко применяется способ восстановления рабочих поверхностей стенок перестройкой без нанесения износостойкого покрытия. Это не означает, что его не следует применять, однако каждый заказчик к критерию «цена-качество» подходит, исходя из своих возможностей. Следует признать, что для крупнослябовых МНЛЗ, работающих в диапазоне скоростей до 1,6—2 м/мин, применение стенок с полезной толщиной до 30 мм оправдано. Аналогичные значения полезной толщины стенок характерны и для иностранных фирм. Для тонкослябовых МНЛЗ следует стремиться к минимальной толщине стенки кристаллизатора, т. к. при высоких скоростях литья актуальна борьба за каждый миллиметр толщины корки, при этом износостойкое покрытие — единственный шанс повысить ресурс стенок.

Влияние скорости воды в каналах охлаждения

Влияние скорости воды в каналах на толщину корки весьма ограничено $\approx 0,1$ мм прироста толщины корки при увеличении скорости воды в каналах на 1 м/с (см. рис. 2.11 на цветной вкладке). Это связано с тем обстоятельством, что доля термосопротивления конвективной теплоотдачи на поверхности канала охлаждения в диапазоне скоростей 1–5 м/мин составляет 5–10% в менисковой зоне и 2–4% в нижней части кристаллизатора от суммарного, соответственно, при этом 75–60% составляет термосопротивление шлака.

Значения температуры поверхности корки уменьшаются на 3% в менисковой зоне и на $\sim 1\%$ на выходе из кристаллизатора при увеличении скорости воды до 12 м/с по сравнению с базовым вариантом. При высоких скоростях этот эффект, особенно в сочетании с уменьшением толщины стенки кристаллизатора позволит дополнительно снизить температуру поверхности корки и повысить ее прочность. Для скоростного диапазона 1–2 м/мин эта мера малоэффективна. Кроме увеличения расхода охлаждающей воды с ростом скорости воды сопряжены потери напора, пропорциональные квадрату скорости. Учитывая это обстоятельство, следует отметить, что повышенные расходы воды противопоказаны для петлевых схем охлаждения кристаллизаторов.

Влияние температуры воды в каналах стенок кристаллизатора

Имеющие место сезонные колебания температуры воды, а также разница температур воды в стенах при петлевой схеме охлаждения при литье на крупнослябовых МНЛЗ не оказывают существенного влияния на формирование корки заготовки и температуру ее поверхности практически независимо от толщины стенки кристаллизатора (рис. 2.13, 2.14 на цветной вкладке). Уменьшение температуры охлаждающей воды на 10°C ведет к росту толщины корки на выходе на 1 мм и снижению температуры поверхности корки на 10°C. При высоких скоростях влияние этой разницы в процентном отношении выглядит более существенным, однако в целом фактор температуры в реальном диапазоне ее значений в каналах охлаждения не играет существенной роли. При петлевой схеме, когда разница температур в каналах охлаждения стенок может отличаться на 10°C при разливке на крупнослябовых МНЛЗ со скоростью до 2 м/мин разнотолщинность корки на 1 мм при толщине на выходе ~ 20 мм не может каким-либо образом влиять на образование прорыва. Наилучшим средством предотвращения прорывов являются измерительные комплексы типа «Термовизора» фирмы «ТЕХНОАП», которые позволяют правильно реагировать на изменяющиеся условия теплообмена на рабочих поверхностях стенок кристаллизатора, носящие во многом случайный характер посредством замедления скорости литья в момент прорыва для залечивания образовавшихся трещин. Разумеется, важную роль играет качество шлакообразующей смеси и работа механизма качания кристаллизатора. При проектировании кристаллизаторов главное внимание следует сосредоточить на выборе геометрических параметров и расходов воды, направленных на обеспечение таких тепловых условий работы стенок кристаллизаторов, при которых отсутствует кипение вблизи стенок каналов охлаждения и разупрочнение материала рабочих стенок.

2.2. Гидравлический расчет кристаллизатора

Тепловая работа кристаллизатора во многом определяется гидравлическими процессами в системе охлаждения кристаллизатора. Потери напора, обусловленные гидравлическими сопротивлениями в системе охлаждения, равно как и неудачная схема охлаждения, могут привести к снижению давления, а следовательно — к снижению значения температуры насыщения (рис. 2.15), что способно, в свою очередь, привести к возникновению кипения в применимской зоне. Расходы воды в каналах охлаждения, а соответственно, скорости воды и их разброс определяют интенсивность теплообмена на поверхности каналов охлаждения и в целом определяют значения коэффициентов теплоотдачи на поверхностях каналов охлаждения (2.4)–(2.5).

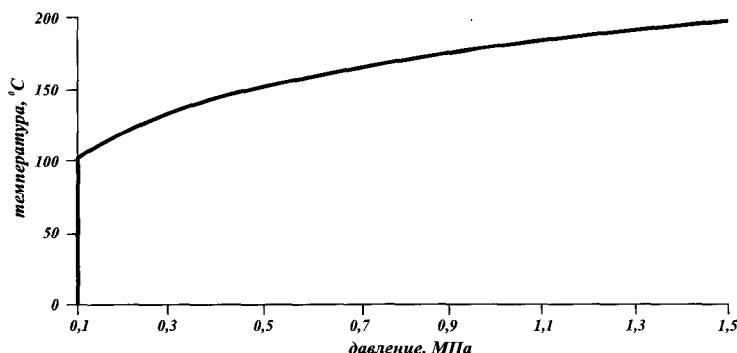


Рис. 2.15. Зависимость температуры воды на линии насыщения от давления

В фирме «Уралмаш – МО» разработана и применяется программа GIDRAW-LIKA для гидравлического расчета кристаллизаторов, включающая расчет всей гидравлической схемы, начиная с подвода, разводки по коллекторам, каналам стенок кристаллизаторов и заканчивая сливом. Методика гидравлического расчета кристаллизатора основана на использовании уравнения Бернуlli [31]:

$$z_1 + \frac{p_1}{\gamma} + \frac{a_1 v_1^2}{2g} = z_2 + \frac{p_2}{\gamma} + \frac{a_2 v_2^2}{2g} + h_{\omega}, \quad (2.9)$$

- где z — высота любой точки в живом сечении потока относительно плоскости сравнения;
- p/γ — приведенная или пьезометрическая высота гидродинамического давления в этой же точке, для которой взят отсчет z ;
- $av^2/(2g)$ — скоростной напор;
- a — коэффициент Кориолиса;
- h_{ω} — энергия, потерянная на пути движения потока от сечения j до сечения $j + 1$.

По всей гидравлической схеме задаются гидравлические сопротивления, обусловленные поворотами, сужениями и расширениями потока жидкости. На входе задается расход воды, на выходе — давление.

2.3. Петлевая и прямоточная схемы охлаждения. Цилиндрические и щелевые каналы охлаждения

В своих проектных разработках фирма в зависимости от скоростных режимов разливки, применяет петлевую (рис. 2.16) и прямоточную схемы охлаждения кристаллизатора (рис. 2.17). В петлевой схеме прямой запиткой снизу осуществляется охлаждение одной широкой и двух узких стенок кристаллизатора, а обратной запиткой сверху — второй широкой стенки. Такая схема позволяет обеспечить более высокие расход и скорость воды на обратной запитке, компенсирующие нагрев воды в начале петли. Подача воды сверху на обратной запитке обеспечивает одинаковое давление в менисковой зоне по всему периметру кристаллизатора.

В прямоточной схеме подвод воды осуществляется сверху в четыре стенки, при этом потребный расход воды практически удваивается.

Ниже приведены результаты сравнительного расчетного исследования гидравлической работы стенок кристаллизатора для слитка сечением 170×1550 мм с цилиндрическими диаметрами 20 мм и фрезерованными прямоугольными каналами 6×20 мм для петлевой и прямоточной схем охлаждения для значений расходов, обеспечивающих уровень средних скоростей в каналах — 6—7 м/сек и 8—10 м/сек. Полезная толщина в обеих конструкциях стенок — 30 мм, расстояния между фрезерованными каналами в широких и узких стенках — 17 и 12 мм соответственно, между цилиндрическими каналами в широких и узких стенках — 20 мм. Для стенок с цилиндрическими каналами охлаждения при петлевой схеме значения расхода составили: 435 и 326 м³/час, для стенок с фрезерованными каналами — 270 и 202 м³/час. Для прямоточной схемы значения расходов, соответственно, увеличены почти вдвое.

На рис. 2.18 и 2.19 на цветной вкладке показаны распределения скоростей воды по каналам различного конструктивного исполнения, на рис. 2.20—2.22 (см. цветную вкладку) — потери напора и распределение давлений.

Скорости течения воды в цилиндрических и щелевых каналах близки по значениям, а их максимальный разброс в пределах одной стенки составляет 3,6% для щелевых, 7,6% — для цилиндрических каналов, а между широкими стенками в начале и конце петли 19 и 24%, соответственно (табл. 2.4),

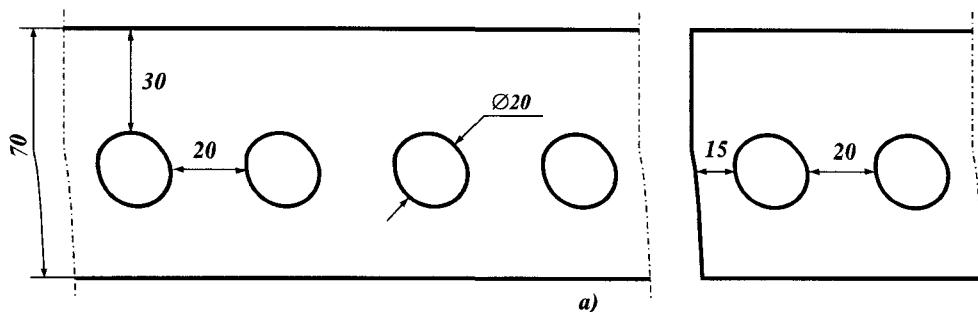
Таблица 2.4

Разброс значений скоростей течения воды в каналах охлаждения различной формы стенок кристаллизаторов при прямоточной и петлевой схемах охлаждения (%)

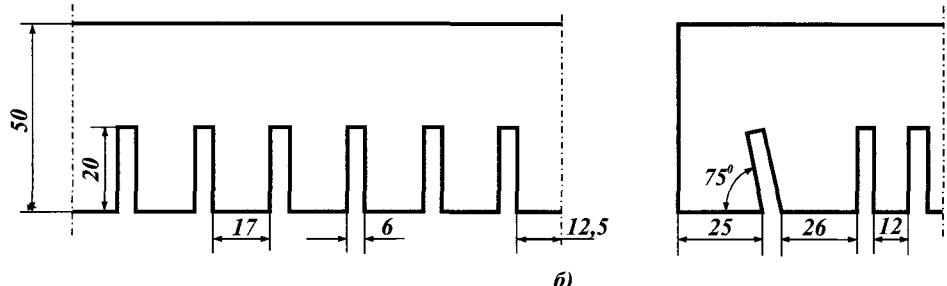
Название стенки	Расход воды, м ³ /час	Широкая стенка, запитанная напрямую снизу	Широкая стенка, запитанная с обратки сверху	Междуд широкими стенками	Узкая стенка, запитанная напрямую снизу
Щелевой канал — петлевая схема	202 270	3,1 3,2	3,6 3,5	18,9 18,9	1,6 1,7
Цилиндрический канал — петлевая схема	326 435	7,6 7,6	6,1 6,1	24 24	2,8 2,9
Щелевой канал — прямоточная схема	376 500	3,1 3,2	—	0	1,5 1,5

Фрагмент широкой стенки

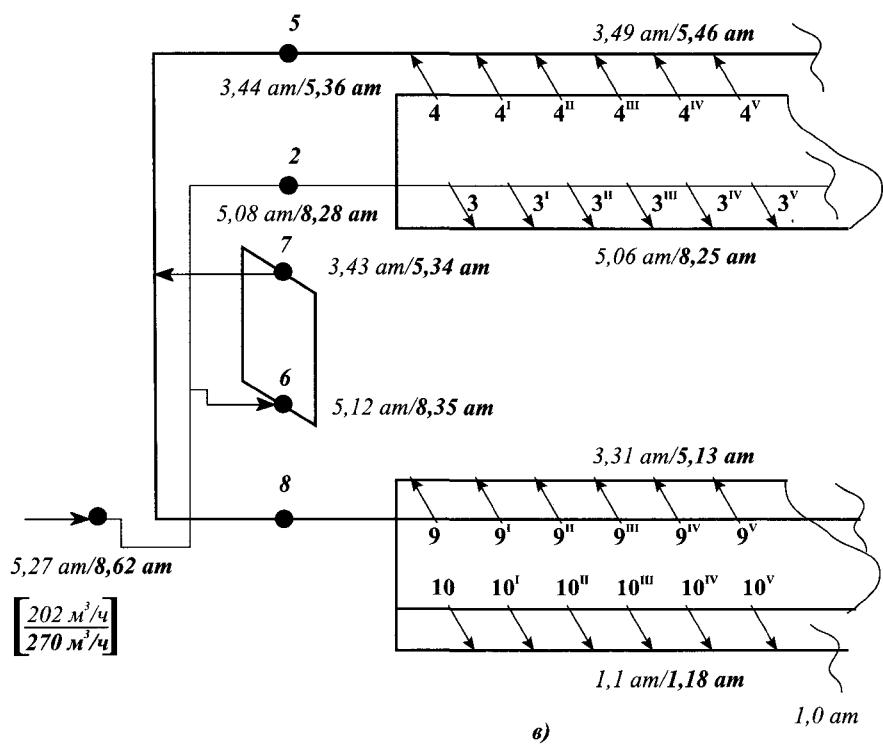
Половина узкой стенки



a)



b)



c)

Рис. 2.16. Конструктивное исполнение стенок кристаллизатора с цилиндрическими (*a*) и фрезерованными (*b*) каналами охлаждения и петлевая схема охлаждения кристаллизатора (*c*)

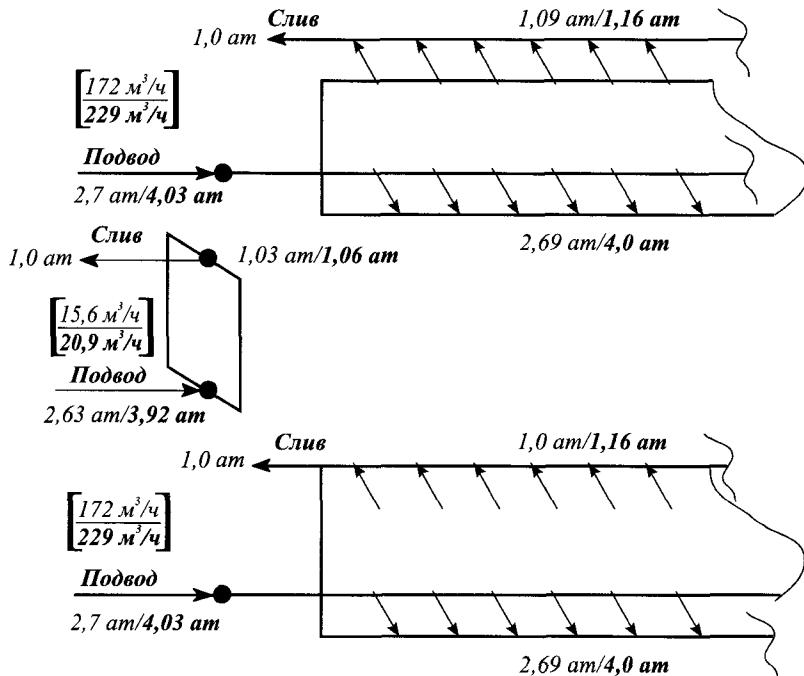


Рис. 2.17. Прямоточная схема охлаждения кристаллизатора

при этом обращаем внимание, что разброс является запланированным, т. к. большая скорость воды на участке обратной запитки компенсирует нагрев воды в каналах в начале петли.

При прямоточной схеме (щелевые каналы) в пределах стенки разброс по скоростям воды в каналах не отличается от петлевой со щелевыми каналами, однако отсутствует разброс по скоростям воды между стенками.

Потери напора в стенках с цилиндрическими каналами ниже, что обусловлено большим гидравлическим диаметром 20 мм против 9,2 мм для щелевого в соответствии с зависимостью:

$$\Delta P = k_r \frac{\ell}{d_r} \rho_s \frac{\omega^2}{2}, \quad (2.10)$$

где k_r — коэффициент гидравлического трения;

ℓ — длина канала;

d_r — гидравлический диаметр;

ρ_s — плотность воды;

ω — средняя скорость течения воды;

Однако давление воды в менисковой зоне стенок с цилиндрическими каналами на 0,1 МПа ниже, а, следовательно, стенки со щелевыми каналами имеют преимущества: большее давление и, соответственно, большие значения температуры насыщения в менисковой, наиболее теплонагруженной зоне кристаллизатора при меньших расходах.

При прямоточной схеме давление в менисковой зоне существенно ниже и составляет 0,12 МПа. Окончательный вывод по эффективности различных схем охлаждения и конструктивного исполнения стенок может быть сделан по результатам сравнительного теплового расчета. Заметим, что прямоточная схема не имеет ничего общего с упомянутым ранее прямотоком, т. е. совпадением направления подачи воды с направлением разливки, а означает раздельную подачу воды во все стенки кристаллизатора.

2.4. Термический расчет стенок кристаллизатора

Во время серии плавок в стенках кристаллизатора устанавливается квазистационарное тепловое состояние, соответствующее литью с постоянной скоростью, которое реагирует на технологические изменения скорости литья, но ввиду инертности теплового состояния эти возмущения не критичны. С достаточной точностью тепловое состояние стенок кристаллизатора может описываться уравнением стационарной теплопроводности Фурье для каждого элементарного объема [29]:

$$\lambda \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) = 0 \quad (2.11)$$

с граничными условиями 2-го рода на рабочей поверхности:

$$q = -\lambda \frac{dT}{dx}, \quad (2.12)$$

где q — плотность теплового потока,

и граничными условиями 3-го рода на поверхности каналов охлаждения:

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial x} = \alpha_s (T_{k.o} - T_s) \quad (2.13)$$

где α_s — коэффициент теплоотдачи на поверхности канала охлаждения,
 $T_{k.o}$, T_s — температура поверхности канала охлаждения и средняя температура воды.

Для расчетов теплового состояния кристаллизатора в трехмерной постановке фирма «Уралмаш — МО» использует многоцелевой программный комплекс ANSYS. Такой подход позволяет учесть особенности теплообмена в местах установки крепежных шпилек медной стенки к стальной плите. На рис. 2.23, а (см. цветную вкладку) показаны изменения плотности теплового потока по высоте кристаллизатора, отвечающие зависимости (1.16), и характерное распределение температур с максимумом в менисковой зоне (см. рис. 2.23, б). Из графика на рис. 2.23, а видно, что плотность теплового потока возрастает с увеличением скорости литья. На рис. 2.24 показаны зависимости коэффициента конвективной теплоотдачи в зависимости от скорости литья для каналов различной геометрии, из которых следует, что щелевые каналы имеют преимущества в теплоотводе и эти преимущества объясняются рациональной формой щелевых каналов, которая за счет фактора гидравлического диаметра при одинаковых скоростях дает положительный эффект.

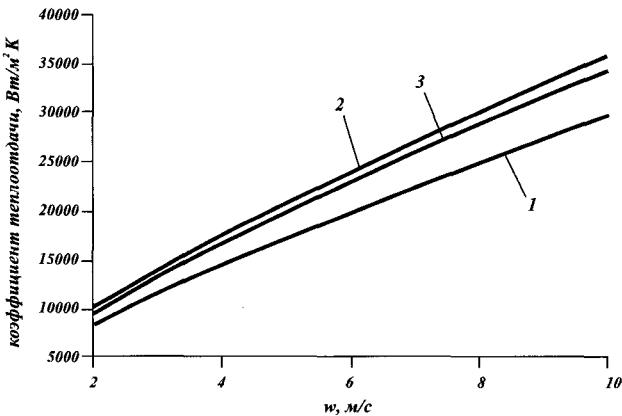


Рис. 2.24. Зависимость коэффициента теплоотдачи от скорости течения воды в канале: 1 — с цилиндрическим, диаметром 20 мм; 2, 3 — с прямоугольными каналами 11×6 мм и 26×6 мм

В табл. 2.5—2.7 и на рис. 2.25 приведены температурные характеристики стенок кристаллизаторов с каналами различной конструкции и различными схемами охлаждения с учетом значений скоростей воды и давлений по результатам

Таблица 2.5

Температурные характеристики в менисковой зоне стенок кристаллизатора с фрезерованными каналами и петлевой схемой охлаждения при скоростях литья 1 м/мин и 1,6 м/мин

Объект	Скорость литья, м/мин	Расход воды 202 м ³ /час						Расход воды 270 м ³ /час					
		w, м/с	p, МПа	T _{нас} , °C	T _р , °C	T _с , °C	T _к , °C	w, м/с	p, МПа	T _{нас} , °C	T _р , °C	T _с , °C	T _к , °C
Широкая стенка 1670 мм	1,6	6,05	0,506	152	—	300	108	8,11	0,825	172	—	288	96
	1					258	95					248	85
Прямая запитка	1,6	5,88	0,349	139	—	301	109	7,85	0,546	155	—	290	97
	1					259	96					249	86
Узкая стенка 175 мм	1,6	6,24	0,512	153	347	308	105 (138)	8,35	0,835	173	332	295	93 (122)
	1				298	264	93 (122)				285	254	83 (108)
Прямая запитка	1,6	6,14	0,343	138	348	309	106 (140)	8,21	0,534	154	333	296	94 (123)
	1				298	265	94 (123)				285	254	84 (109)
Широкая стенка 1670 мм	1,6	7,25	0,331	135	—	293	100	9,69	0,513	153	—	282	89
	1					251	89					243	80
Обратная запитка	1,6	6,99	0,11	102	—	294	101	9,35	0,118	103	—	284	91
	1					253	90					244	81

Примечание. w — скорость воды в каналах (большие значения соответствуют максимальной, а меньшие — минимальной скорости по стенке); p — давление (большие значения соответствуют давлению на входе, а меньшие — на выходе из стенки); T_{нас}, T_р, T_с, T_к — температура насыщения, ребра, стенки кристаллизатора и стенки канала охлаждения (в скобках приведена температура поверхности канала у ребра узкой стенки)

Таблица 2.6

**Температурные характеристики в менисковой зоне стенок кристаллизатора
с цилиндрическими каналами и петлевой схемой охлаждения
при скоростях литья 1 м/мин и 1,6 м/мин**

Объект	Скорость литья, м/мин	Расход воды 326 м ³ /час						Расход воды 435 м ³ /час					
		w, м/с	p, Мпа	T _{нас} , °C	T _p , °C	T _c , °C	T _k , °C	w, м/с	p, Мпа	T _{нас} , °C	T _p , °C	T _c , °C	T _k , °C
Широкая стенка 1670 мм Прямая запытка	1,6	5,74	0,306	135		331	147	7,67	0,469	150		314	128
	1,0				—	284	128				—	269	112
	1,6	6,21	0,394	140	—	326	141	8,3	0,625	160	—	310	123
	1,0					280	124					266	108
Узкая стенка 170 мм Прямая запытка	1,6	6,5	0,292	132	334	326	143	8,69	0,443	148	317	309	126
	1,0				286	279	126				272	265	110
	1,6	6,69	0,4	143	332	324	141	8,95	0,639	161	316	308	123
	1,0				285	278	124				271	264	108
Широкая стенка 1670 мм Обратная запытка	1,6	7,07	0,126	105		318	133	9,46	0,146	110		303	116
	1,0				—	273	116				—	260	102
	1,6	7,53	0,257	130	—	315	129	10,07	0,381	140	—	300	112
	1,0					270	113					258	99

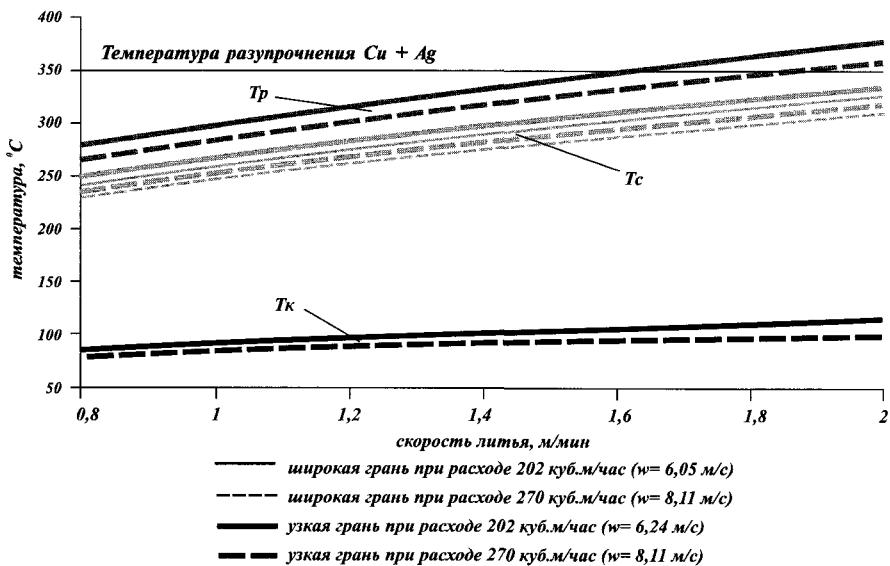
Таблица 2.7

**Температурные характеристики в менисковой зоне стенок кристаллизатора
с щелевыми каналами и прямоточной схемой охлаждения
при скоростях литья 1 м/мин и 1,6 м/мин**

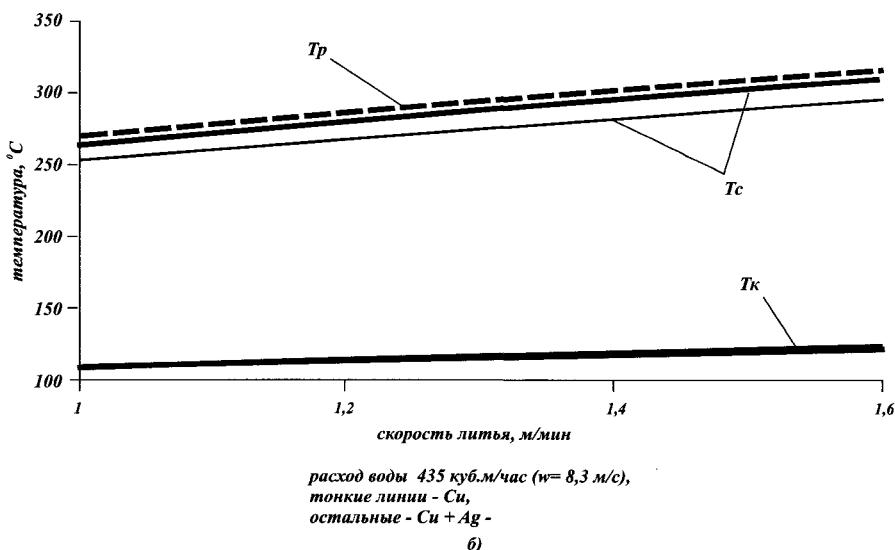
Объект	Скорость литья, м/мин	Расход воды 376 м ³ /час						Расход воды 500 м ³ /час					
		w, м/с	p, Мпа	T _{нас} , °C	T _p , °C	T _c , °C	T _k , °C	w, м/с	p, Мпа	T _{нас} , °C	T _p , °C	T _c , °C	T _k , °C
Широкая стенка Прямая запытка	1,6	6,14	0,269	135	—	298	105	8,18	0,399	145	—	288	95
	1,0				—	254	94				—	247	85
	1,6	5,95	0,109	100	—	300	108	7,92	0,116	105	—	288	95
	1,0				—	255	95				—	247	85
Узкая стенка Прямая запытка	1,6	6,06	0,263	135	352	311	108 (142)	8,12	0,392	145	336	297	94 (122)
	1,0				301	270	95 (124)				289	256	84 (108)
	1,6	5,97	0,103	100	353	313	109 (143)	8,0	0,106	105	337	300	95 (124)
	1,0				302	272	96 (125)				290	260	85 (109)

гидравлического расчета (см. разд. 2.2). При одинаковых условиях, т. е. равных скоростях литья и течения воды в каналах, температурные характеристики стенок с щелевыми каналами на $\approx 25\text{--}40^\circ\text{C}$ ниже по сравнению с цилиндрическими.

Температура середины узких стенок при одинаковом шаге может быть несколько выше, чем широких, из-за влияния ребер. По этой причине целесообразно шаг каналов в узких стенках делать несколько меньшим. Для узких стенок, расположенных между широкими, критическим местом с максимальной



a)



б)

Рис. 2.25. Зависимость температурных характеристик стенок кристаллизатора с щелевыми каналами (а) и с цилиндрическими каналами (б) в зависимости от скорости литья: T_c — температура стенки кристаллизатора; T_k — температура канала; T_p — температура ребра

температурой является ребро, разупрочнение материала которого ведет к пластическим деформациям и образованию зазоров для затекания жидкой стали. Для широких стенок, ребра которых находятся вне контакта с жидким металлом, эта проблема отсутствует. Температура ребер узких стенок может превы-

шать температуру середины рабочей поверхности стенки более чем на 40°C и существенно зависит от организации охлаждения вблизи этих каналов. Эта задача усложняется наличием вблизи ребер крепежных шпилек и худшими условиями охлаждения ребер. По этой причине узкие стенки целесообразно изготавливать только из материалов с температурой разупрочнения не ниже 350°C. При неправильном конструировании стенок перегрев ребра над серединой стенки может достигать 100–200°C.

Применение широких стенок из меди с температурой разупрочнения ≈280°C может быть рекомендовано до скоростей литья не выше 1,2 м/мин. Следует отметить, что применение стенок из меди позволяет снизить температуру середины рабочих стенок на 15–20°C по сравнению со стенками из меди с серебром (см. рис. 2.25, б). Зависимости перепадов температур на входе и выходе из стенок кристаллизатора с фрезерованными каналами при петлевой схеме приведены на рис. 2.26, где перепад температур для прямой запитки рассчитывали по зависимости:

$$\Delta t = \frac{\int_{\text{шир.ср.}} q ds + 2 \int_{\text{уз.ср.}} q ds}{\rho c R},$$

а для обратной запитки — по зависимости:

$$\Delta t = \frac{\int q ds}{\rho c R},$$

где Δt — перепад температур на входе и выходе из стенки кристаллизатора;

q — плотность теплового потока;

s — площадь грани стенки кристаллизатора;

ρ — плотность воды;

c — теплоемкость воды;

R — расход воды.

Суммарный перепад температур на входе и выходе из кристаллизатора в зависимости от расхода может составлять при скорости литья 1–2 м/мин 10–20°C. Максимальный разброс по значениям температур широких стенок на

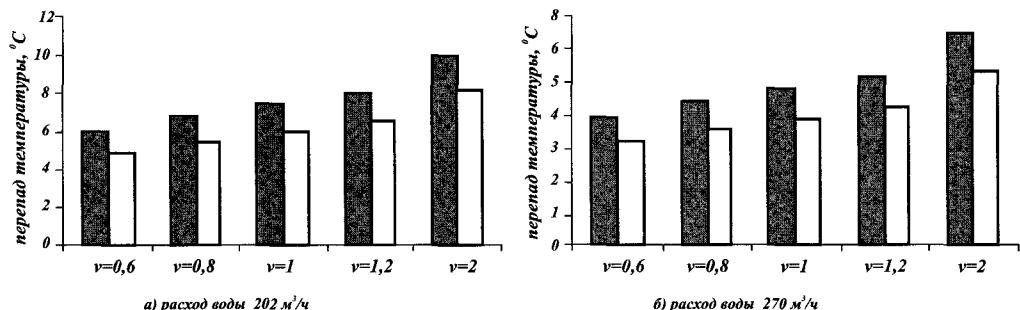


Рис. 2.26. Перепады температур на входе и выходе из стенок кристаллизатора 1550×170 мм:
■ одна широкая + две узких (прямая запитка), □ одна широкая (обратная запитка)

прямой и обратной запитке, обусловленный разбросом по скоростям воды, может составлять 8–10°C (2,6–3%), а по кристаллизатору – 16°C (8%). Разброс температур стенок каналов охлаждения – 9–10°C (8%). Как отмечалось выше, такие разбросы не способны влиять на разнотолщинность корки слитка. Температура стенок каналов охлаждения 80–130°C, однако с учетом давления, минимальные значения которого в менисковой зоне при петлевой схеме составляют 0,25–0,5 МПа (см. табл. 2.5–2.7), значение температуры насыщения составит 130–150°C, что позволит исключить пузырьковое кипение в менисковой зоне. При этом преимущества имеют стенки с фрезерованными каналами. Организуя прямую запитку одной широкой и двух узких стенок со сбором в коллектор и перетоком во вторую широкую стенку, фирма добивается за счет увеличения скорости воды в каналах на обратной запитке интенсификации теплоотвода, в результате чего снижается температура стенки канала охлаждения. Организацией перетока противотоком на прямой запитке и прямотоком на обратной достигаются повышенные давления в менисковой зоне в стенке обратной запитки, что обеспечивает благоприятные условия для исключения режимов пузырькового кипения (температура стенок каналов охлаждения 90–100°C при температуре насыщения в зоне мениска 135–150°C). Тепловая работа стенок при прямоточной схеме не имеет превосходства перед петлевой (см. табл. 2.7). Почти двукратное увеличение расхода воды не окупается какими-либо преимуществами по температурным характеристикам. К достоинствам этой схемы можно отнести лишь меньшее потребное давление на входе. Эта схема не дает преимуществ перед петлевой даже в аспекте обеспечения равномерного охлаждения по периметру, т. к. при грамотной организации петлевой схемы перегрев воды на 5–10°C в широкой стенке конца петли компенсируется, как это принято в фирме, двумя мерами: организацией перетока воды в первой стенке снизу вверх, во второй – сверху вниз и увеличением скорости протока воды во второй стенке за счет того, что прямая запитка раздает воду на одну широкую и две узкие, а обратная – собранную в коллектор воду на одну широкую. Важным является и то обстоятельство, что при такой схеме перетока в менисковых зонах обеих широких стенок реализуются одинаковые по давлениям и температуре охлаждающей воды условия. Обращаем внимание на то, что приведенные в табл. 2.5, 2.6 значения температурных характеристик и их разброс при прямой и обратной запитке являются максимальными и имеют место только в менисковой зоне. В поперечных сечениях кристаллизатора, расположенных ниже мениска, быстро происходит взаимная компенсация повышенной скорости воды и ее нарастающего нагрева и уменьшение разброса температурных характеристик.

При применении прямоточной схемы подвод целесообразно осуществлять сверху, в противном случае потеря напора может привести к возможному закипанию воды в зоне мениска из-за потери напора и низкого давления в зоне мениска. Применение прямоточной схемы оправдано при разливке со скоростью выше 2 м/мин, когда необходимо повысить скорость течения воды до 12–15 м/с.

Приведенный пример является лишь демонстрацией сравнения гидравлической и тепловой работы стенок при двух различных формах каналов и схемах охлаждения. Ниже обсуждаются вопросы рационального конструирования стенок кристаллизаторов.

2.5. Рациональное конструирование стенок кристаллизаторов

При конструировании кристаллизаторов необходимо выбрать их геометрические параметры, добиваясь благоприятного теплового состояния в сочетании с максимальной экономией меди и охлаждающей воды.

На многих МНЛЗ до настоящего времени применяются кристаллизаторы с цилиндрическими сверленными в медных стенках отверстиями диаметром 20 мм с шагом 30—40 мм, при этом толщина медной стенки — 70 мм, расстояние от рабочей поверхности до поверхности каналов охлаждения — 30 мм. Допустимое минимальное расстояние от рабочей поверхности до поверхности каналов охлаждения после перестройки — 10 мм. Материал широкой стенки — медь с температурой разупрочнения до 280°C, узкой — медь с серебром с температурой разупрочнения 350°C. Скорость течения воды в каналах охлаждения 6—8 м/с, давление на входе в кристаллизатор 8 ат, на выходе — 2 ат, схема охлаждения — петлевая, в ряде случаев — прямоточная или смешанная. Конструкция проста, технологична и надежна в эксплуатации, однако с целью экономии меди фирма в настоящее время применяет медные стенки с прямоугольными фрезерованными каналами, которые шпильками прикрепляются к стальной плите.

Для оптимизации конструкции был проведен широкий расчетно-теоретический анализ влияния на тепловое состояние таких стенок различных конструктивных и технологических параметров. Варьировали большое количество геометрических, технологических и эксплуатационных исходных параметров, к которым относятся: ширина стенки L_c , толщина H_c , глубина и ширина каналов h_k и c_k , расстояние между каналами a_k , ширина участка между каналами в месте установки шпилек $a_{m,k}$, скорость течения воды w , скорость литья v . В качестве выходных параметров анализировали максимальные значения в указанной выше примененной зоне температур ребра и середины грани — T_p и T_c , температуры стенки канала охлаждения T_k . По результатам статистической обработки были установлены следующие зависимости температурных характеристик стенок кристаллизаторов с фрезерованными прямоугольными каналами от геометрических и технологических параметров:

$$T_c = 27,3 + 2,17a_k + 5,98_n + 72,4v - 5,08w - 1,08h_k, \quad (2.14)$$

$$T_p = 166,9 + 0,62a_k + 4,78_n + 86,2v - 6,95w - 2,77h_k, \quad (2.15)$$

$$T_k = 98,5 + 1,68a_k + 0,048_n + 20,1v - 5,19w - 0,77h_k, \quad (2.16)$$

где $8 \leq a_k \leq 30$ — расстояние между каналами, мм;

$9 \leq \delta_n \leq 39$ — полезная толщина, мм;

$10 \leq h_k \leq 26$ — глубина каналов, мм;

$6 \leq w \leq 10$ — скорость воды в канале, м/с;

$0,6 \leq v \leq 2$ — скорость литья, м/мин.

Значения всех геометрических размеров на последующих рисунках приведены в мм, v — м/мин, w — м/с, T_p , T_c , T_k — °С.

Ширина каналов охлаждения c_k при фиксированных значениях a_k практически не влияет на T_p и T_c в диапазоне значений $5 \text{ мм} \leq c_k \leq 10 \text{ мм}$ (рис. 2.27),

следовательно, ширину каналов следует выбирать, исходя из технологичности выполнения фрезерных операций, при этом следует отметить, что узкие каналы могут привести к их засорению и снижению эксплуатационной надежности.

Толщина стенки H_c , а точнее, полезная толщина, равная расстоянию от рабочей поверхности каналов охлаждения, существенно влияет на температурные характеристики T_p и T_c , увеличивая термосопротивление стенки и затрудняя теплоотвод от рабочей поверхности (рис. 2.28). По этой причине стремление к увеличению числа перестрочек стенок за счет большей толщины приходит в противоречие с температурными характеристиками.

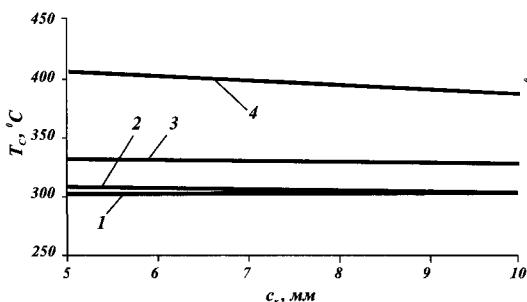


Рис. 2.27. Изменение максимальных значений температур в середине рабочей поверхности стенки кристаллизатора в зависимости от ширины канала ($H_c = 55$ мм, $v = 2$ м/мин, $w = 6$ м/с): 1 — $h_k = 26$ мм, $a_k = 16$ мм; 2 — $h_k = 10$ мм, $a_k = 8$ мм; 3 — $h_k = 10$ мм, $a_k = 16$ мм; 4 — $h_k = 10$ мм, $a_k = 30$ мм

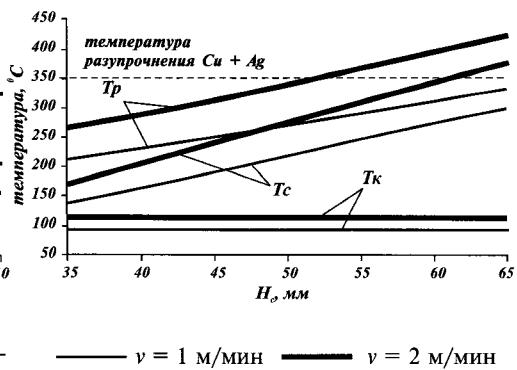


Рис. 2.28. Зависимость температурных характеристик от толщины стенки кристаллизатора ($v = 1 \div 2$ м/мин, $h_k = 26$ мм, $h_k/a_k = 2,17$, $w = 6$ м/с)

Глубина каналов h_k и *расстояние между ними* a_k , точнее их отношение, являются наиболее значимыми факторами, на которые следует обращать внимание при выборе геометрических параметров при проектировании стенок кристаллизаторов. Из рис. 2.29 (см. цветную вкладку) видно, что при $h_k/a_k < 1$ T_c и T_k стремительно растут, т. е. для достижения благоприятного теплового состояния необходимо, чтобы глубина каналов превышала расстояние между ними. Однако при $h_k/a_k > 1,5$ дальнейшее увеличение глубины каналов приводит к уменьшению полезной толщины, равной $H_c - h_k$, пригодной для перестрочки. Указанные соотношения $1 < h_k/a_k < 1,5$ позволяют наиболее эффективно использовать так называемый «радиаторный эффект». Из рис. 2.29 также следует, что для снижения T_p необходимы специальные конструктивные меры в районе ребра.

Скорость литья v существенно, а *скорость охлаждающей воды* w в значительно меньшей степени влияют на тепловые характеристики (рис. 2.30).

Наибольшие проблемы создают ребра узких стенок, поскольку расстояние между двумя ближайшими к торцу стенки каналами составляет ≈ 25 мм, необходимых для размещения шпильки крепления к стальной плите и уплотнений. По этой причине охлаждению ребра узких граней необходимо уделять повышенное внимание.

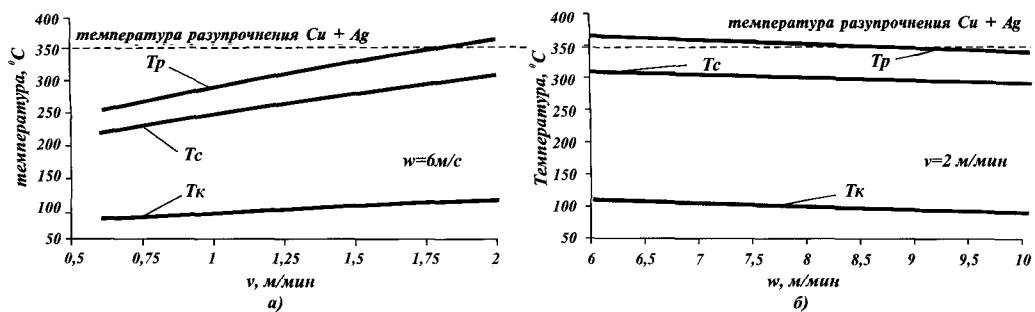


Рис. 2.30. Зависимость температурных характеристик стенок кристаллизатора с параметрами $H_c = 55$ мм, $h_k = 26$ мм, $h_k/a_k = 2,17$: а — от скорости литья v ; б — от скорости течения воды в каналах w

Фирма «ФАИ» (Австрия) в своих конструкциях узких стенок выполняет крайний канал с наклоном 15° к торцу узкой стенки или дополнительно удлиняет крайние каналы на ≈ 2 мм, эти решения позволяют уменьшить температуру ребра, однако последние также уменьшают полезную толщину стенки (см. рис. 2.31 на цветной вкладке). Проектировщики фирмы «Уралмаш — Металлургическое оборудование» в своих конструкциях используют дополнительный канал между двумя ближайшими к торцу узкой стенки каналами. Это достигается путем обвода места под шпильку (рис. 2.32, а на цветной вкладке) или посредством приваривания вставки, в которую вворачивается шпилька (рис. 2.32, б). Последнее решение позволяет существенно уменьшить толщину медной плиты, что ведет к экономии меди до 43% по сравнению со стенками со сверлеными цилиндрическими каналами (рис. 2.33 на цветной вкладке).

На рис. 2.34 а, б показаны современные технические решения фирмы по стенкам кристаллизаторов: с фрезерованными каналами в кристаллизаторах МНЛЗ № 2 и 3 ММК (рис. 2.34, а) и конструкция опытной стенки с вставками под шпильку для МНЛЗ № 3 НТМК (рис. 2.34, б). Стенки рассчитаны на разливку со скоростью до 1,7—1,8 м/мин.

Влияние перестройек стенок. При перестройках стенок тепловое состояние кристаллизатора улучшается (рис. 2.35, 2.36 на цветной вкладке и рис. 2.37, 2.38).

Следует отметить, что перестройка даже до полезной толщины 10 мм не приводит к выраженной неравномерности теплового профиля рабочей поверхности стенок, способной влиять на неравномерность охлаждения корки заготовки (рис. 2.37). Другой интересной особенностью является линейный характер изменения температуры по полезной толщине стенки кристаллизатора независимо от геометрии канала (рис. 2.38).

Влияние износостойкого покрытия. Применяемые хромовые покрытия рабочих поверхностей стенок кристаллизаторов толщиной 0,1—0,15 мм незначительно изменяют температурные характеристики, повышая температуру ребра на 2—3°C, а температуру середины стенки на 6—8°C.

Каналы в стальной плите. Попытки создания каналов охлаждения не в медной стенке, а в стальной плите ведут к ухудшению теплового состояния стенки кристаллизатора (рис. 2.39 на цветной вкладке). В этом случае следует

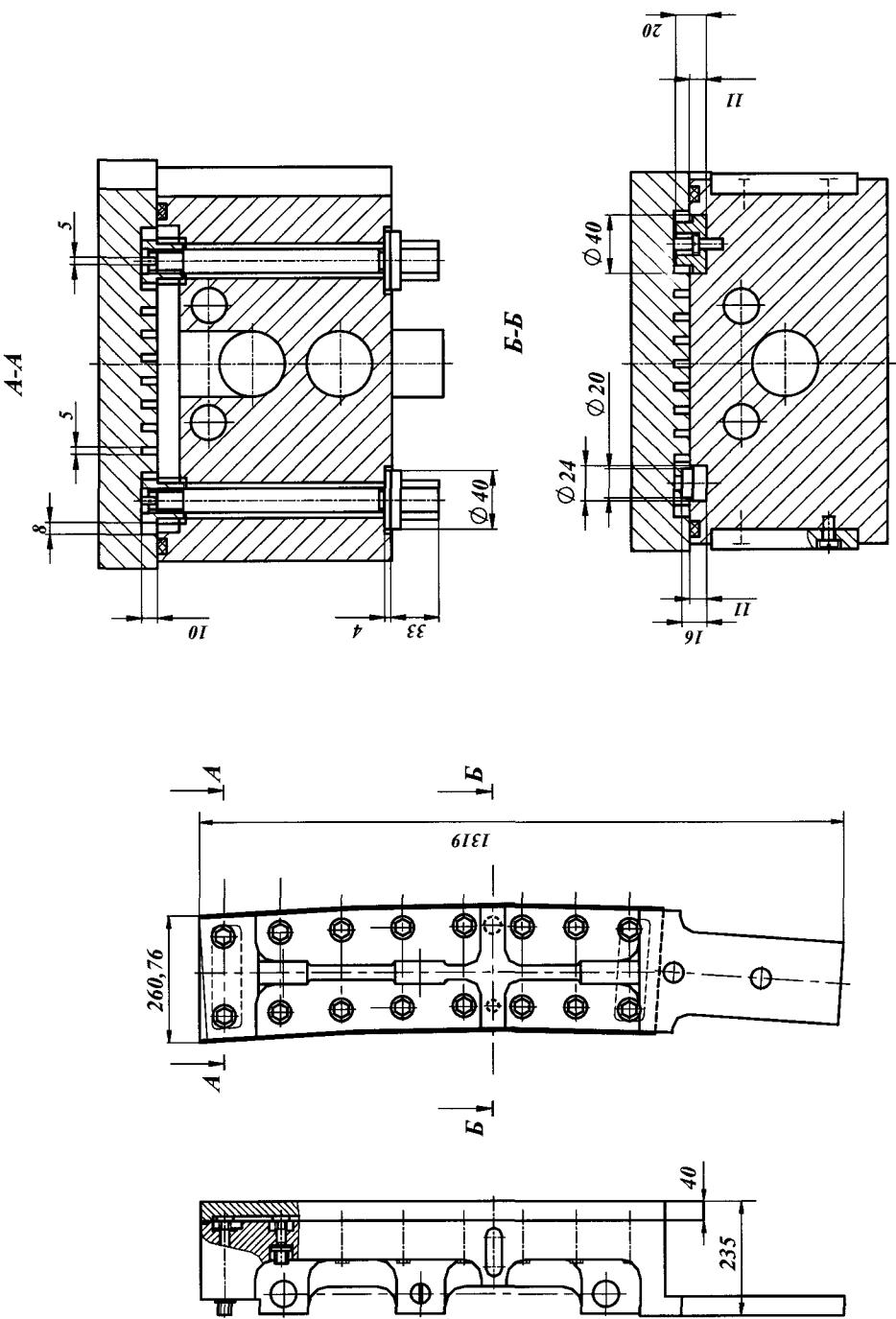


Рис. 2.34а. Технические решения по стенкам кристаллизаторов фирмы «Уралмаш — МО»: МНЛЗ № 2 и № 3
Магнитогорского металлургического комбината

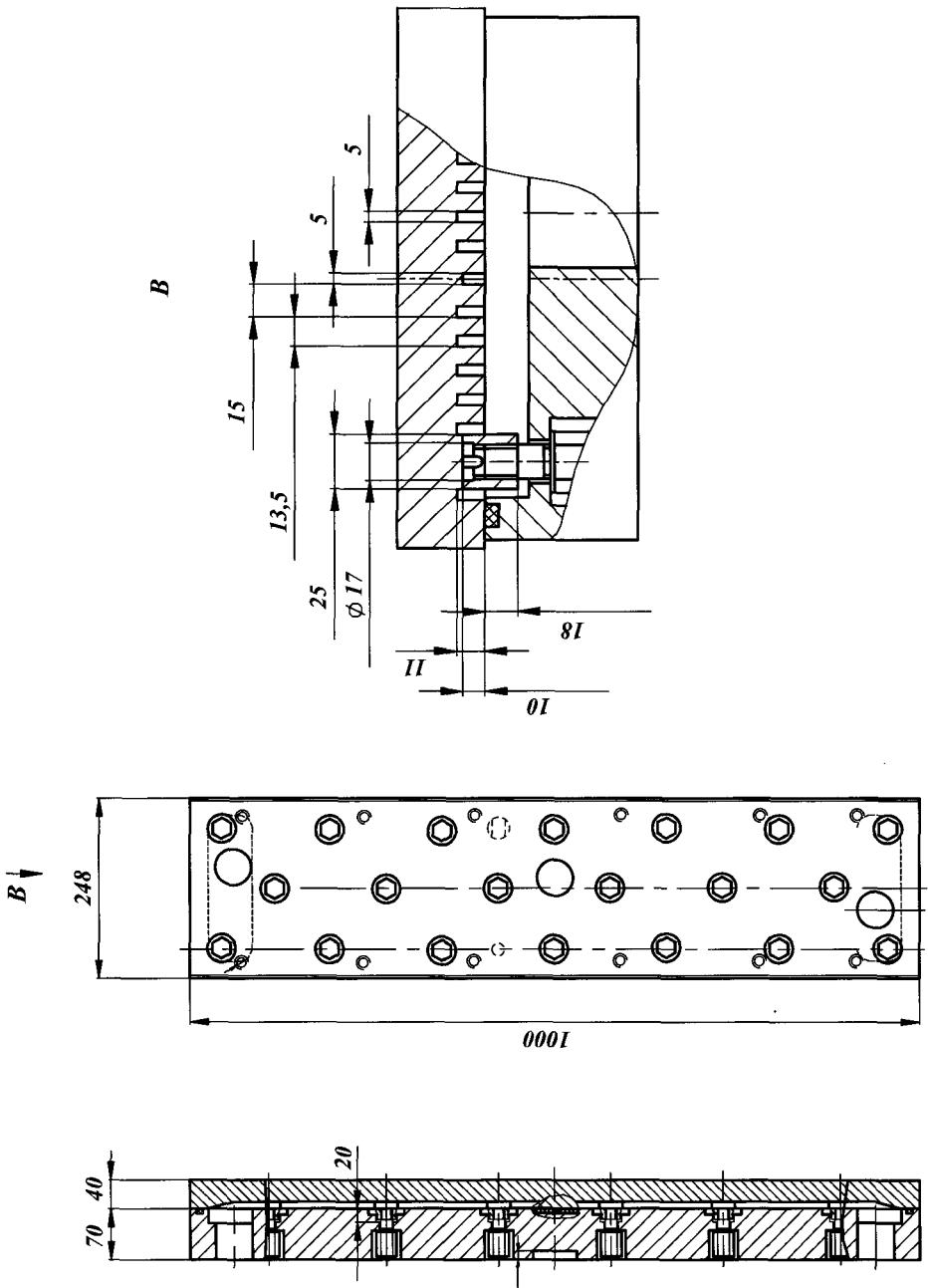


Рис. 2.34б. Технические решения по стенкам кристаллизаторов фирмы «Уралмаш — МО»: опытная стена с вставками под шпильки для МНЛЗ № 2 Нижнетагильского металлургического комбината

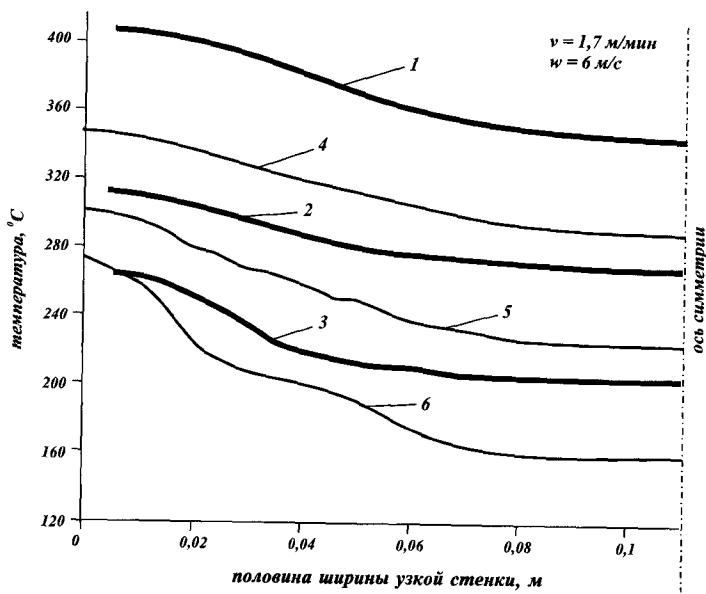


Рис. 2.37. Изменение температуры на наружной поверхности узкой стенки кристаллизатора в зависимости от полезной толщины: со сверлеными каналами: 1 — 29 мм; 2 — 19 мм; 3 — 9 мм; с фрезерованными каналами: 4 — 29 мм; 5 — 19 мм; 6 — 9 мм

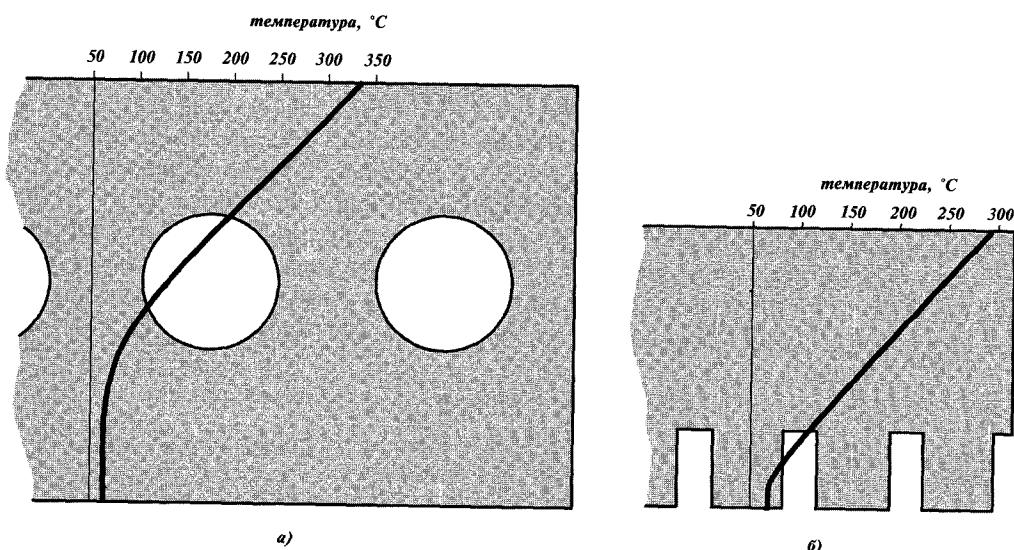


Рис. 2.38. Изменение температуры по толщине узкой стенки: а — со сверлеными каналами ($H_c = 70$ мм, $L_c = 260$ мм); б — с фрезерованными каналами ($H_c = 40$ мм, $L_c = 270$ мм)

стремиться к увеличению ширины каналов в стальной плите и сокращению расстояния между ними, т.к. на радиаторный эффект рассчитывать не приходится. Однако даже при полном устранении перемычек между каналами температурные характеристики стенки выше, чем при выполнении каналов в медных стенках (см. рис. 2.33) и достигают значений температуры разупрочнения (см. рис. 2.39, б).

Резюме

Фирма «Уралмаш — Металлургическое оборудование» для крупнослябовых МНЛЗ считает целесообразным применять кристаллизаторы со стенками толщиной 40—55 мм с фрезерованными каналами с соотношением глубины каналов к расстоянию между ними 1,1—1,2, что позволяет наилучшим образом достичь рационального радиаторного эффекта при минимальной глубине каналов и, следовательно, максимально увеличить полезную толщину стенки. Большое внимание фирма уделяет организации эффективного охлаждения ребер узких стенок, добиваясь этого организацией канала охлаждения, проходящего по осям шпилек с помощью вставок под шпильки с отверстием, обеспечивающим проток воды, либо осуществляя обводку мест крепления шпильками. Результатом таких мероприятий является уменьшение общей толщины стенок, ведущее к экономии меди. Материал стенок — медь с серебром. Задаваемые расходы воды должны обеспечивать скорость воды в каналах 8—10 м/сек, что создает необходимый теплоотвод, исключающий кипение и разупрочнение материала стенок при скоростях литья до 1,6—1,7 м/мин. Петлевая схема охлаждения позволяет без ущерба для тепловой работы стенок обеспечить двукратную экономию воды. Подача воды при этом на прямом подводе — в две узкие и одну широкую снизу, на обратном — в одну широкую стенку сверху. Такое решение обеспечивает одинаковое давление в районе мениска и компенсацию нагрева воды в начале петли увеличением скорости воды, а следовательно, интенсификации теплоотвода в каналах широкой стенки в конце петли, при этом обеспечивается равномерное охлаждение заготовки по периметру. Раздельная запитка стенок целесообразна только при высоких, более 2 м/мин скоростях разливки. При разливке на скорости до 1,2 м/мин могут использоваться широкие стенки из меди, в том числе с каналами цилиндрической формы.

ЛИТЕРАТУРА

1. Управление первичным формированием корки слитка в процессе непрерывной разливки: Материалы IV Международной конференции по непрерывной разливке стали. Брюссель. 1986. С. 38—47.
2. Косима Синдзи. Анализ теплоотдачи при охлаждении непрерывнолитой заготовки // «Тэцу то хаганэ». 1976. Т. 62. № 11. С. 130.
3. Дождиков В. И., Шейнфельд И. И., Бережанский В. Е. Комплексное исследование условий контакта непрерывного слитка со стенками кристаллизатора // Непрерывная разливка стали: Сб. научных трудов ЦНИИчермет / М.: Металлургия. 1989. С. 32—43.
4. Вольф М. М. О регулировании затвердевания при разливке плоских стальных заготовок с профилем, близким к конечной продукции // Черная металлургия России и стран СНГ В XXI веке. Международная конференция. / М.: Металлургия. 1994. Т. 3. С. 144.

5. Дубендорф Й., Зардеман Ю., Вюнненберг К. Плотность теплового потока и рост толщины оболочки в кристаллизаторе при высоких скоростях разливки круглых заготовок на сортовой МНЛЗ // Черные металлы. 1983. № 26. С. 3—9.
6. Масанори О. и др. Изучение отвода тепла в кристаллизаторе и потока разливочного порошка на слябовой УНРС // «Тэцу то хаган». 1987. № 4. С. 156.
7. Вебстер Дж. С., Грахам С. Опыт работы блюмовой МНЛЗ на заводе Sout TEE SSI DI // Непрерывное литье стали: Сб. трудов / М.: Металлургия. 1982. С. 393—403.
8. Ларри М., Ванин М. и др. Результаты эксплуатации кристаллизатора длиной 900 мм на МНЛЗ ф. «Соллак» // Revue de Metallurgia. 1982. № 12. С. 981—989.
9. Труды VII Международной конференции по непрерывной разливке. Линц (Австрия), май 1996. Статья 7.
10. Жарницкий М. Д., Мастрюков Б. С. и др. Интенсификация теплообмена в кристаллизаторах УНРС // Труды Второго конгресса сталеплавильщиков. Липецк: 12—15 октября 1993 / М.: АО ЧЕРМЕТИНФОРМАЦИЯ. С. 284—285.
11. Тага К., Касаси Х. и др. Методы повышения стойкости кристаллизаторов УНРС // «Кавасаки сэйтэцу гиха». 1987. Т. 19. С. 52—57.
12. Штеффен Р., Тильман Р. Ленточная разливка стали // Черные металлы. 1986. № 11. С. 24.
13. Регулируемые на ходу кристаллизаторы // Каталог фирмы «Фив-кай-Бабок». 1987. С. 10.
14. Сузуки М. // «Тэцу то хаган», 1976. в. 72. № 4. С. 265.
15. Киреев В. Н., Костин А. С., Белов Ю. А. Модернизация шестиручьевых радиальных МНЛЗ // Сталь. 1994. № 4. С. 24—25.
16. Хоффман Р. Современная установка непрерывной разливки. Проектирование и конструкция // Черная металлургия. Экспресс-информация. 1973. № 9. С. 32—54.
17. Гущин С. Н. Теплотехника и теплоэнергетика металлургического производства.— М.: Металлургия. 1993.— 325 с.
18. Михеев М. А. Основы теплопередачи.— М: Энергия. 1956.— 390 с.
19. Иванов Н. С., Лозин Г. А. Природоохранная деятельность на Молдавском металлургическом заводе // Сталь. 1955. № 2. С. 76—77.
20. Какабадзе Р. В., Кузяков В. И. и др. Улучшение конструкции сортового ручья МНЛЗ на заводе «Серп и Молот» // Сталь. 1995. № 12. С. 6—8.
21. Рузди Г. Охлаждающая вода для непрерывной разливки // Metallurgical Plant and Technology. 1983. № 6. С. 226—229.
22. V Международный конгресс по черной металлургии.— Вашингтон: 1986. Т. 69. С. 409—423.
23. Евтеев Д. П., Колыбанов И. Н. Непрерывное литье стали.— М.: Металлургия, 1984.— 200 с.
24. Малевич Ю. А., Самойлович Ю. А. Теплофизические основы затвердевания отливок и слитков.— Минск: Высшая школа. 1989.— 200 с.
25. Емельянов В. А. Тепловая работа машин непрерывного литья заготовок.— М.: Металлургия. 1988.— 53 с.
26. Журнал технической физики. Т. XXVI. Вып. 7. 1956. С. 1542—1555.
27. Дождиков В. И., Паршин В. М., Береженский В. Е. и др. Теплопередача в примениковой части кристаллизаторов для отливки слябов // Проблемы стального слитка: Сб. научных трудов / Киев: АН СССР. 1988. С. 212.
28. Буланов Л. В., Асанова Р. Ф., Волегова В. Е. Лобанов Е. П. Расчетно-теоретические исследования тепловых процессов в кристаллизаторе // Сталь. 1999. № 9. С. 24—26.
29. Кутателадзе С. С. Справочник по теплопередаче.— М.: Государственное энергетическое издание.— 414 с.
30. Исаченко В. П., Осипова В. А., Сукомел А. С. Теплопередача.— М.: Энергия, 1975.— 485 с.
31. Курганов А. М., Федоров Н. Ф. Гидравлические расчеты систем водоснабжения и водоотведения. Справочник.— Ленинград: Стройиздат. 1986.— 439 с.
32. Рабинович Е. З. Гидравлика.— М: Государственное издательство физико-математической литературы. 1963.— 408 с.

3. ПРОЦЕДУРА РАЗРАБОТКИ СИСТЕМЫ ВТОРИЧНОГО ОХЛАЖДЕНИЯ СЛИТКА

Разработка системы вторичного охлаждения непрерывнолитого слитка для каждого проекта МНЛЗ индивидуальна и обусловлена размерным сортаментом разливаемых слитков, а также конструкцией роликовых сегментов. Она осуществляется на уровне технических предложений и впоследствии корректируется при рабочем проектировании.

При создании такой системы в фирме «Уралмаш — МО» применяется комплексный подход, который включает следующие этапы:

1. Экспериментальное обеспечение разработки системы вторичного охлаждения.

Проводятся стендовые испытания пары «смеситель-форсунка». Задачей стендовых исследований является определение характеристик применяемых форсунок:

- расходной характеристики:

$$V_w = f(p, V_a), \quad (3.1)$$

где V_w — расход воды, $\text{м}^3/\text{ч}$;

V_a — расход воздуха, $\text{нм}^3/\text{ч}$;

p — давление, ат;

- коэффициента теплообмена факела форсунки с поверхностью слитка:

$$\alpha = F(V_w, p, H, \Theta) \quad (3.2)$$

где V_w — расход воды, $\text{м}^3/\text{ч}$;

p — давление ат;

H — расстояние от форсунки до поверхности слитка, м;

$\Theta = \frac{T_{noe}}{900}$ — температурный фактор, где T_{noe} — температура поверхности слитка, $^{\circ}\text{C}$;

- определение устойчивого угла раскрытия факела форсунки;
- обеспечение удовлетворительного качества распыления водовоздушной смеси;
- исследование неравномерности распределения водовоздушной смеси по коллектору в зависимости от его положения в пространстве.

2. Разработка схемы расстановки форсунок.

Схема расстановки форсунок в зоне вторичного охлаждения МНЛЗ разрабатывается в соответствии со схемой компоновки роликовых секций с одновременным выбором способа охлаждения широких и узких граней слитка, конструкций смесителя и форсунок. На этом этапе решаются вопросы о количестве зон вторичного охлаждения, расположения форсунок с учетом рядности и высоты расположения форсунок над поверхностью слитка по длине технологической линии МНЛЗ.

3. Математическое обеспечение разработки системы вторичного охлаждения.

- Математическое обеспечение экспериментальных стендовых исследований включает в себя планирование эксперимента и статистическую обработку результатов эксперимента методами регрессионного анализа.
- По разработанным специалистами фирмы «Уралмаш — МО» программам производятся расчеты затвердевания слитка во всем диапазоне скоростей разливки, по всему марочному и размерному сортаменту разливаемых слитков в квазистационарном режиме разливки. В результате проведенных расчетов определяют расходы воды и воздуха по зонам, распределение температур и изменение толщины корки в слитке вдоль технологической линии МНЛЗ. Расходы хладагентов используются для программирования контроллеров и выбора регулирующей и измерительной аппаратуры, а также для расчета коммуникаций. Температурные поля и данные по толщине корочки используются при расчетах прогибов и деформаций корки слитка.
- Производится адаптация к данному проекту динамической системы вторичного охлаждения (ДСВО). ДСВО управляет вторичным охлаждением в реальном времени, в том числе при нестационарных режимах разливки.

4. Подтверждение адекватности математических моделей реальным тепловым процессам на МНЛЗ.

Во время реализации нового проекта проверяется адекватность математических моделей реальным тепловым процессам, происходящим на МНЛЗ, т. е. соответствие расчетного теплового профиля слитка действительному посредством сравнения результатов расчетов тепловых профилей и измерений температуры поверхности заготовки, например, с помощью пирометров.

3.1. Экспериментальное обеспечение системы вторичного охлаждения

Экспериментальное обеспечение является важной составляющей при разработке системы вторичного охлаждения, с помощью которого можно определить граничные условия при решении задач затвердевания слитка.

Теоретические основы методики эксперимента

Подача теплоносителя, охлаждающего слаб (в нашем случае водовоздушной смеси), осуществляется в виде струй. В общем случае струйными течениями (струями) называют течения, для которых характерно наличие в начале движения поверхности разрыва непрерывности скорости, но вследствие вяз-

кости происходит взаимодействие струи с окружающей средой и образуется свободный пограничный слой с непрерывным профилем скорости. Свободную струю по мере развития можно разделить на три участка: начальный, переходный, основной (см. рис. 3.1 на цветной вкладке).

В пределах начального участка скорость на оси струи равна скорости истечения из сопла, длина этого участка определяется точкой пересечения внутренней границы пограничного слоя струи с ее осью. За начальным участком струи скорость на ее оси u_m уже меньше, чем скорость истечения u_0 , и, начиная с конца переходного участка, на основном участке струи распределение осевой составляющей скорости u_m является автомодельным [1]. Автомодельность профиля осевой скорости на основном участке струи означает следующее.

Пусть b_1 и b_2 — полуширины струи в каких либо двух сечениях ее основного участка, а u_{m1} и u_{m2} — скорости на оси струи в тех же сечениях, u_1 и u_2 — скорости на расстояниях x_1 и x_2 в соответствующих сечениях. Тогда, если

$$\frac{x_1}{b_1} = \frac{x_2}{b_2}, \quad (3.3)$$

то и

$$\frac{u_1}{u_{m1}} = \frac{u_2}{u_{m2}}. \quad (3.4)$$

Иными словами, зависимость для безразмерной скорости

$$\frac{u}{u_m} = f_1\left(\frac{x}{b}\right) = f_1(\phi) \quad (3.5)$$

универсальна для всех сечений основного участка струи. Изотахи безразмерной скорости являются прямыми, выходящими из ее полюса.

Сложность гидродинамических и тепловых процессов при взаимодействии водовоздушного потока с высоконагретой поверхностью делает практически неосуществимым их аналитическое описание и определение теоретическим путем необходимых для расчетов системы водовоздушного охлаждения коэффициентов теплоотдачи. В соответствии с [2—4] для определенной форсунки коэффициент теплоотдачи от поверхности является функцией:

$$\alpha = f_2(x, y, \bar{u}, G_a, G_w, \rho, \nu, c, \lambda, T_n, T_{cm}, T_{noe}), \quad (3.6)$$

где α	— конвективный коэффициент теплоотдачи;
x, y	— расстояние от центра факела;
\bar{u}	— скорость;
G_a	— весовой расход воздуха;
G_w	— весовой расход воды;
ρ, ν, c, λ	— теплофизические свойства воздуха: плотность; кинематическая вязкость; теплоемкость; коэффициент теплопроводности;
T_n	— температура насыщения при давлении потока;
T_{cm}	— температура смеси;
T_{noe}	— температура поверхности слитка.

Методом комбинации размерностей физических величин получаем уравнение подобия:

$$Nu = f_3 = (Re, Pr, d, \Theta), \quad (3.7)$$

где $Nu = \frac{\alpha \times x}{\lambda}$ — критерий Нуссельта;

$Re = \frac{u \times x}{v}$ — критерий Рейнольдса;

Pr — критерий Прандтля;

$d = \frac{G_w}{G_a}$ — весовое влагосодержание потока;

$\Theta = \frac{T_h - T_{cm}}{T_{nob} - T_{cm}}$ — безразмерная температура.

Применяя метод Рэлея [6], уравнение подобия можно искать в виде:

$$Nu = c \times Re^n \times d^m \times \Theta^k, \quad (3.8)$$

где c, n, m, k — неизвестные постоянные, определение которых требует экспериментальных исследований и статистической обработки полученных экспериментальных данных.

Необходимо отметить, что при рабочем проектировании коэффициент теплоотдачи целесообразно получать в явной форме как функцию ряда конструктивных и технологических параметров. Проанализировав влияние различных факторов на коэффициент теплообмена, предлагается искать зависимость в виде:

$$\alpha = c \times p^n \times d^m \times H^k. \quad (3.9)$$

Кроме того, необходимо экспериментально определять расходную характеристику пары «смеситель-форсунка»:

$$G_w = f(G_o, p). \quad (3.10)$$

В фирме «Уралмаш — МО» разработан, смонтирован и находится в эксплуатации стенд для исследования форсунок, которые применяются в ЗВО. Схема стенда изображена на рис. 3.2 (см. цветную вкладку). На рис. 3.3 (см. цветную вкладку) показан стенд в работе.

Стенд включает в себя: 1 — водяной тракт с насосом; 2 — газовый тракт с измерительной аппаратурой; 3 — бак с водой, в котором смонтировано координатное устройство с тепловым датчиком 4; схему электронагрева на постоянном токе 5 и низковольтную термометрическую схему 6. Испытуемое устройство 7 («смеситель-форсунка») помещается над датчиком на заданной высоте. Температура теплового датчика замеряется термопарой 8 (см. рис. 3.2). Исследования на стенде проводятся методом физического моделирования. Измерения локальных коэффициентов теплоотдачи производятся по стационарной методике [4]. Ввиду малой тепловой инерции нагревателя время выхода на стационарный режим теплообмена составляет 20—30 с. Датчик изготовлен из никромовой пластины толщиной 1,5 мм. Снизу к датчику приваривается платиновая термопара ПП и два платиновых электрода для измерения падения напряжения на рабочей площадке нагревателя. Подобная измерительная схема

ма исключает теплопотери в клеммах. При проведении исследований измеряются следующие величины: расходы воды и воздуха, давление водовоздушной смеси, температура датчика, сила тока через датчик, падение напряжения на рабочей площадке. Орошаемая через окошко рабочая площадка имеет размеры 10×10 мм. Составляя уравнение теплового баланса для орошающей и неорошающей площадок, имеем:

$$P = F_0 \times (\alpha + \alpha_{c,k} + \alpha_{uz}) \times \Delta T + F_c \times (\alpha_{c,k} + \alpha_{uz}) \times \Delta T + P_k, \quad (3.11)$$

$$P_c = (F_0 + F_c) \times (\alpha_{c,k} + \alpha_{uz}) \times \Delta T + P_k, \quad (3.12)$$

- где P — суммарная мощность, затраченная на нагрев датчика до температуры, при которой производятся исследования;
 P_c — мощность, затраченная на нагрев неорошающей части датчика до температуры, при которой производятся исследования;
 P_k — потери мощности через контактные клеммы;
 F_0 — площадь орошающей поверхности датчика;
 F_c — площадь неорошающей поверхности датчика;
 α — коэффициент теплоотдачи к водовоздушной смеси;
 $\alpha_{c,k}$ — коэффициент теплоотдачи свободной конвекцией;
 α_{uz} — коэффициент теплоотдачи излучением;
 ΔT — температурный напор (единицы измерения величин в системе «СИ»).

Вычитая из уравнения (3.11) уравнение (3.12), получим:

$$\alpha = \frac{P - P_c}{F_0 \times \Delta T}. \quad (3.13)$$

Из полученной формулы для определения локального коэффициента теплоотдачи следует, что каждый новый нагреватель, применяемый на стенде, необходимо тарировать, определяя P_c .

Форсунки. Смесители

При проектировании системы вторичного охлаждения применяют способ водовоздушного или комбинированного охлаждения непрерывнолитого слитка. Для реализации водовоздушного охлаждения фирмой «Уралмаш — МО» используются конструкции смесителей двух типов:

- Смеситель конструкции фирмы «Уралмаш — МО» (вода в камеру смешения подается через щель, воздух через отверстие, ось которого расположена перпендикулярно оси водяной щели). Схема водовоздушного коллектора показана на рис. 3.4.

Такой коллектор надежен в работе и прост в эксплуатации, обеспечивает широкий диапазон регулирования интенсивности охлаждения слитка, при проектировании может быть использован в паре с любой из применяемых форсунок. Следует отметить, что от размера водяной щели в камере смешения зависит устойчивость водовоздушного факела форсунок при расходе воды на форсунку менее $0,1 \text{ м}^3/\text{час}$, оптимальное количество форсунок на коллекторе с такими смесителями 4 шт., что способствует увеличению числа подводов воды и воздуха на каждую зону охлаждения.

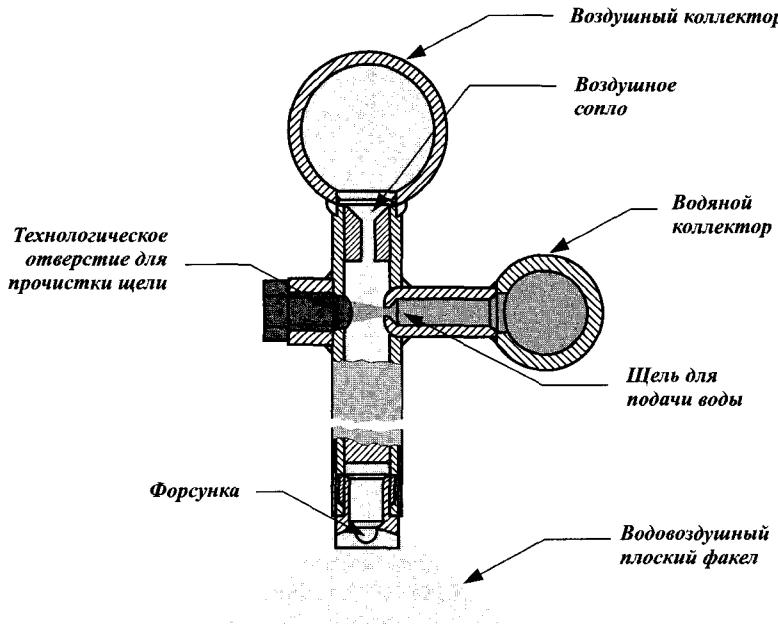


Рис. 3.4. Схема водовоздушного коллектора конструкции «Уралмаш — МО»

- Смеситель конструкции «ВНИИМЕТМАШ» (вода в камеру смешения подается через щели в глуходонном патрубке, воздух — по кольцевому зазору) (рис. 3.5). При рабочем давлении воздуха 2 ат и более он реализует мелкодисперсный водовоздушный факел, однако работает только в паре с круглофакельной форсункой ВТ100, неэкономичен по расходу воздуха, имеет низкую эксплуатационную надежность при работе на воде плохого качества.

Применяемые водовоздушные форсунки:

- с плоским факелом (В130, В130*, В100);
- с объемным факелом (ВТ100) (цифры в маркировке указывают угол раскрытия факела).

Смеситель конструкции фирмы «Уралмаш — МО» при проектировании применяется в паре с форсунками (рис. 3.6):

- В130 с профилированной щелью;
- В130* с прямой щелью (рис. 3.6, а);
- В100 с прямой щелью (рис. 3.6, б);
- ВТ100 с двумя прорезями (рис. 3.6, в).

Смеситель конструкции «ВНИИМЕТМАШ» используется только в паре с форсункой ВТ100. Факел приведенной смесительной

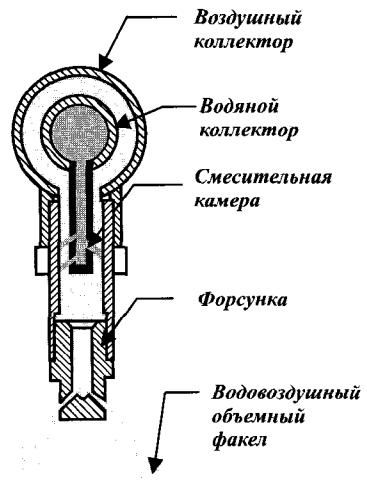


Рис. 3.5. Схема водовоздушного коллектора конструкции «ВНИИМЕТМАШ»

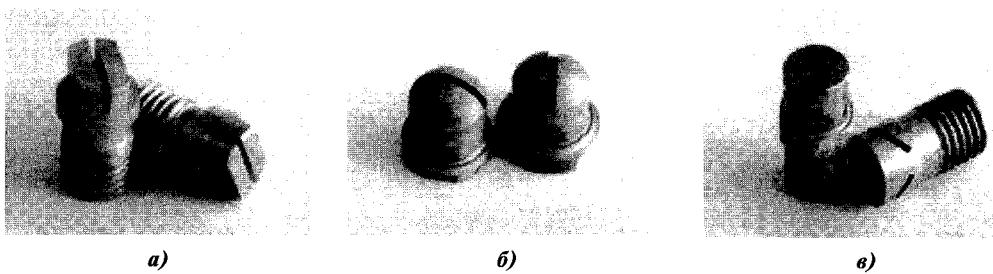


Рис. 3.6. Типы форсунок:
а — В130* с прямой щелью; б — В100 с прямой щелью; в — ВТ100 с двумя прорезями

системы состоит на начальном участке из двух вихревых объемных факелов, которые на расстоянии 120—150 мм сливаются в один объемный факел.

Планирование эксперимента

Математическое планирование эксперимента, которое предшествует постановке физического эксперимента, является средством сокращения числа экспериментов и повышения достоверности выявляемых при исследовании зависимостей. При планировании эксперимента необходимо учитывать всю имеющуюся априорную информацию. В нашем случае анализ априорной информации позволил определить вид искомого уравнения регрессии (3.9). Прологарифмировав выражение (3.9), получим линейную зависимость. Следовательно, возможно применение планирования первого порядка, т. е. уравнение регрессии для логарифмов значений физических величин, в случае независимости основных факторов друг от друга, будет иметь вид:

$$y = b_0 + \sum_{i=1}^N b_i \times x_i , \quad (3.14)$$

где b_0 , b_i — коэффициенты регрессии;
 x_i — основные факторы;
 N — количество основных факторов.

В качестве основных факторов можно выбирать только контролируемые и управляемые переменные, т. е. такие, которые можно поддерживать постоянными в течение каждого опыта на заданных уровнях. Для каждого фактора указывается интервал изменения параметров, в пределах которого ставится эксперимент. На основе априорной информации выбираются ориентировочные значения факторов, при оптимизации их комбинации они должны давать наилучший результат. Этой комбинации значений факторов соответствует многомерная точка в факторном пространстве, которая принимается за исходную (нулевую) точку при построении плана эксперимента. Минимально необходимое число уровней факторов на единицу больше порядка интерполяционного полинома. Поскольку в результаты наблюдений отклика вносится элемент случайности, для уменьшения погрешности истинного значения отклика приходится проводить параллельные опыты.

Полный факторный эксперимент (ПФЭ) реализует все возможные неповторяющиеся комбинации уровней независимых факторов. Нахождение урав-

нения регрессии методом ПФЭ состоит из: планирования эксперимента; собственно эксперимента; проверки воспроизводимости; получения уравнения регрессии с проверкой статистической значимости коэффициентов регрессии; проверки адекватности уравнения регрессии. Условия эксперимента записывают в виде матрицы планирования.

При проведении испытаний форсунок на стенде использовались методики как полного факторного эксперимента, так и дробного факторного эксперимента, когда используется не вся матрица, а какая-то ее часть (реплика). При обработке экспериментальных данных использовались также различные методики: от метода наименьших квадратов (для планов первого порядка), до методов регрессионного анализа при аппроксимации полиномами высоких порядков [6, 7].

Расходные и тепловые характеристики применяемых форсунок

Эксперименты на стенде необходимы для того, чтобы изучить расходные и тепловые характеристики уже готовых форсунок или вновь разрабатываемых. Полученные зависимости в дальнейшем используются в качестве граничных условий при математическом моделировании затвердевания слитка. В качестве основных факторов при нахождении уравнения регрессии расходной характеристики были выбраны давление воздуха и расход воды, в качестве функции отклика измерялся расход воздуха. При определении коэффициента теплоотдачи в качестве основных факторов были выбраны давление воздуха, расход воды или соотношение вода-воздух, расстояние от форсунки до поверхности теплообмена и температура этой поверхности. В результате эксперимента измерялись локальные коэффициенты теплоотдачи по сечению факела форсунки, так как тепловой датчик имеет несоизмеримо малые размеры по сравнению с площадью факела в том или ином сечении. Среднеинтегральный коэффициент теплоотдачи по поверхности теплообмена рассчитывался для базового межроликового расстояния 180 мм.

Форсунки В130 и В100 были созданы для охлаждения слябовой заготовки в межроликовом пространстве. Форсунки плоскофакельные, угол раскрытия по большой оси соответственно 130 и 100°, расход воды до 0,6 м³/час, расходные характеристики показаны на рис. 3.7. и 3.8. Форсунку ВТ100 на слябовых МНЛЗ применяют для охлаждения узких граней слитка. Расходная характеристика форсунки ВТ100 представлена на рис. 3.9.

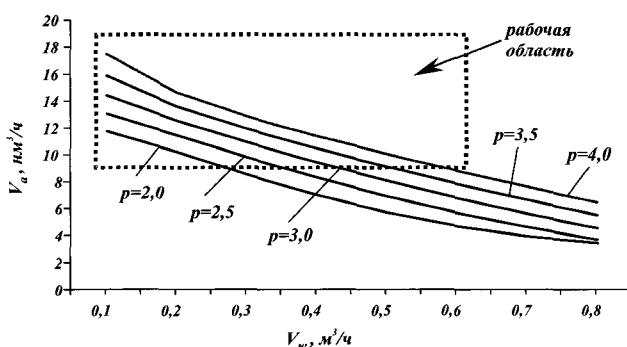


Рис. 3.7. Расходная характеристика плоскофакельной водовоздушной форсунки В130

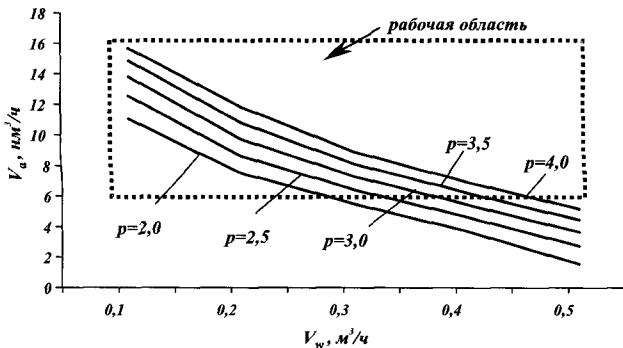


Рис. 3.8. Расходная характеристика плоскофакельной водовоздушной форсунки В100

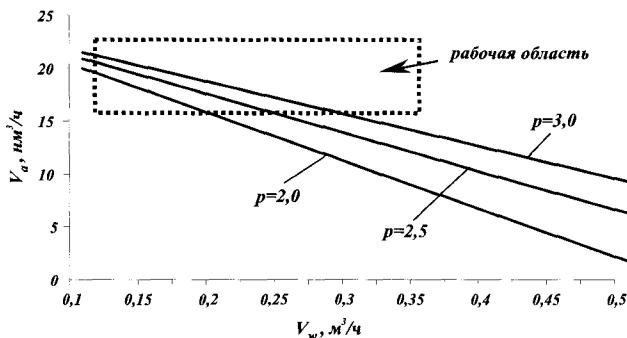


Рис. 3.9. Расходная характеристика круглофакельной водовоздушной форсунки ВТ100

Приведем пример аппроксимационных зависимостей для форсунки В130:

- расходная характеристика

$$V_a = 15,6 - 53V_w p^{-1} - (0,288 - 0,0376p^2)V_w^{-1} - (15,8 - 88,8p^{-1})V_w^2 \cdot p^{-1}; \quad (3.15)$$

- коэффициент теплоотдачи

$$\bar{\alpha} = 11 \cdot \frac{0,18}{a} \cdot p^{0,264} \cdot d^{0,556} \cdot H^{-1,022} \cdot \Theta^{-1,5} \quad (3.16)$$

Принятые обозначения в уравнениях регрессии (3.15)–(3.16), и область факторного пространства, где эти уравнения справедливы:

$p = (0,5 \div 5,0)$ — избыточное давление воздуха перед форсункой, ат;

$d = (14 \div 83)$ — весовое соотношение вода-воздух, кг/кг;

$H = (0,1 \div 0,5)$ — расстояние от форсунки до охлаждаемой поверхности, м;

$\Theta = T/T_u$ — температурный фактор, $T = (800 \div 1200)^\circ\text{C}$;

$T_u = 900^\circ\text{C}$ — температура в основной массе экспериментов;

V_w — объемный расход воды, $\text{м}^3/\text{час}$;

V_a — объемный расход воздуха, $\text{м}^3/\text{час}$;

$\bar{\alpha}$ — средний коэффициент теплоотдачи в межроликовом пространстве, $\text{Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$;

a — межроликовое расстояние, м.

Обращаем внимание на то обстоятельство, что приведенные зависимости типа (3.1), (3.2), (3.15) и (3.16) устанавливаются в результате стендовых испытаний совершенно конкретных смесителей и форсунок и имеют область применения, ограниченную областью изменения параметров при испытаниях. Для использования иных форсунок необходимо выполнить всю процедуру их испытаний на стенде, включая планирование эксперимента и установление аппроксимационных зависимостей.

3.2. Разработка схемы расстановки форсунок

На этапе разработки схемы расстановки форсунок в зоне вторичного охлаждения (ЗВО) решается вопрос о количестве зон охлаждения с одновременным выбором способа охлаждения широких и узких граней сляба, конструкций форсунок и водовоздушного смесителя с учетом их рядности по широкой грани заготовки, высоты расположения над охлаждаемой поверхностью слитка по длине технологической линии МНЛЗ. Аналогичным образом поступает фирма VAI [5].

Исходными данными для разработки схемы служат данные технического задания на проектирование и схема роликовой зоны МНЛЗ: конструкция кристаллизатора; шаги роликов по базовому радиусу МНЛЗ; распределение роликов по секциям; конструкция роликов и расположение средних опор; попечные сечения слябов всего заданного сортамента слитков; максимальные скорости разливки всего заданного сортамента слитков. По исходным данным определяют основные величины, к которым относятся: глубина лунки жидкой фазы в слитке; общая длина зоны вторичного охлаждения; длины отдельных участков ЗВО, т. е. зон охлаждения. Глубину лунки жидкой фазы в слитке определяют в зависимости от его толщины и скорости разливки.

Длину зоны вторичного охлаждения широких граней принимают равной $\approx 70\%$ максимальной глубины лунки жидкой фазы из всех вычисленных для заданных скоростей разливки и толщины слябов. Полученные значения протяженности зоны вторичного охлаждения для каждой толщины слитка и скорости вытягивания корректируются в дальнейшем по результатам расчета температурного поля слитка с помощью математической модели затвердевания слитка SLITOK.

Длина зоны вторичного охлаждения узких граней сляба зависит от конструкции кристаллизатора, толщины слитка, скоростного режима разливки, марочного сортамента разливаемых сталей. Протяженность зоны вторичного охлаждения узких граней обычно составляет 1–1,5 м.

Зоны охлаждения — отдельные участки, на которые разбивают общую длину ЗВО. Количество зон должно быть минимально необходимым для обеспечения задаваемого режима охлаждения. Длина каждой зоны должна быть равной или кратной длинам роликовых секций. Это упрощает обслуживание, монтаж и демонтаж секций. Длину зоны вычисляют по шагам роликов базового радиуса. По мере удаления от низа кристаллизатора длину зон можно увеличивать, т. к. скорость изменения теплоотдачи по длине машины уменьшается. На действующих МНЛЗ длина зон под кристаллизатором составляет ≈ 1 м, а в конце ЗВО ≈ 4 м.

Для охлаждения широких граней сляба непосредственно под кристаллизатором и в пределах верхней роликовой секции, где нет внутреннего охлажде-

ния роликов, фирма «Уралмаш — МО» применяет способ водяного охлаждения слитка и водяные плоскофакельные форсунки (П) с углами раскрытия факела 60—120° в зависимости от размерного сортамента отливаемого сляба. Между кристаллизатором и первым роликом секции водяные форсунки устанавливаются в один ряд. Количество форсунок в ряду зависит от ширины сляба. Из общего количества форсунок в первом ряду одну-две форсунки ставят на охлаждение узкой грани. Форсунки на охлаждение широких граней ставят так, чтобы факелы распыленной воды не доходили до углов сляба на 50 мм. Факелы торцевых форсунок закрывают всю ширину узкой грани. Высота установки форсунок должна обеспечивать их эксплуатационную надежность с точки зрения отсутствия наружного зарастания окалиной и шлаком.

Для охлаждения широких граней сляба ниже первой секции применяют водовоздушный способ охлаждения и используют плоскофакельные форсунки (В) с углами раскрытия факела 90, 100, 130°. Количество рядов форсунок в зонах охлаждения зависит от количества ручьев на МНЛЗ, конструкции роликовой проводки, способа регулировки охлаждаемой ширины по длине ЗВО при смене размерного сортамента отливаемых слябов.

На первых 4-х метрах от низа кристаллизатора охлаждаемая ширина соответствует ширине отливаемого сляба, далее по длине технологической линии МНЛЗ ширина охлаждения постепенно уменьшается.

Для охлаждения узких граней сляба в районе первой секции применяют, в зависимости от выбранного способа охлаждения, водяные круглофакельные форсунки с углом раскрытия факела 90° или водовоздушные форсунки ВТ с углами раскрытия факела 60 и 100°. Расстояние от форсунок до слитка должно быть переменным, если МНЛЗ предназначена для отливки слябов различного сортамента. На всей длине охлаждения узкой грани сляба факелы распыленной воды охватывают всю ширину узкой грани.

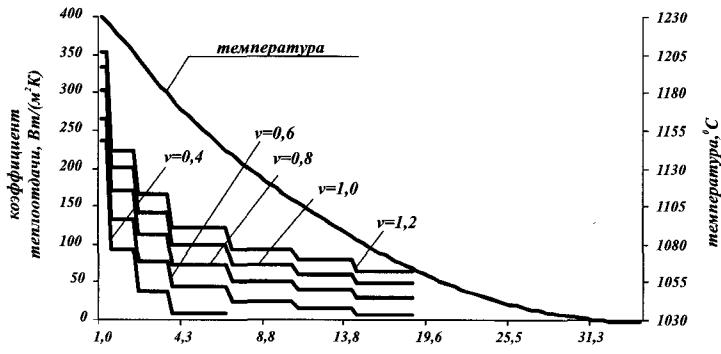
Схемы расстановки форсунок для МНЛЗ № 3 ММК и МНЛЗ № 2 НТМК показаны на рис. 3.10 (см. цветную вкладку).

3.3. Расчет расходов хладагентов в зоне вторичного охлаждения

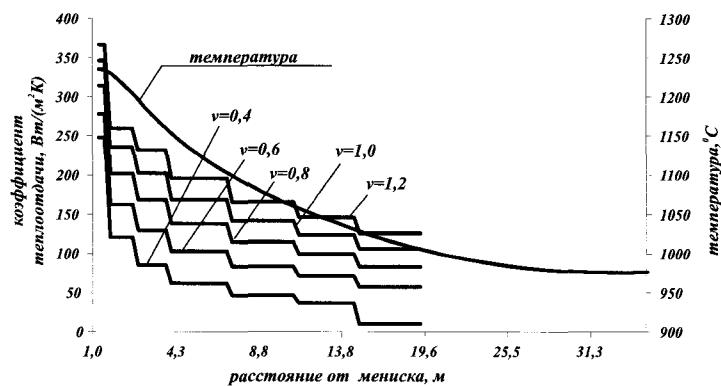
Определяя по математической модели SLITOK, описанной в первой главе, средний коэффициент теплоотдачи конвекцией, используя эмпирические зависимости по теплообмену факела форсунки со слитком (3.16) и расходные характеристики форсунок (3.15), можно найти расходы воды и воздуха по зонам вторичного охлаждения при разливке с постоянной скоростью вытягивания во всем диапазоне скоростей разливки. Краевая задача (1.13), (1.14), (1.18) с начальными условиями (1.19) и граничными условиями (1.20)—(1.22) решалась численными методами. В фирме «Уралмаш — МО» была разработана авторская программа, с помощью которой производилось численное моделирование затвердевания слитка.

На примере последних спроектированных фирмой «Уралмаш — МО», изготовленных и пущенных в эксплуатацию машин непрерывного литья (МНЛЗ № 3 ММК и МНЛЗ № 2 НТМК), покажем применение данной методики.

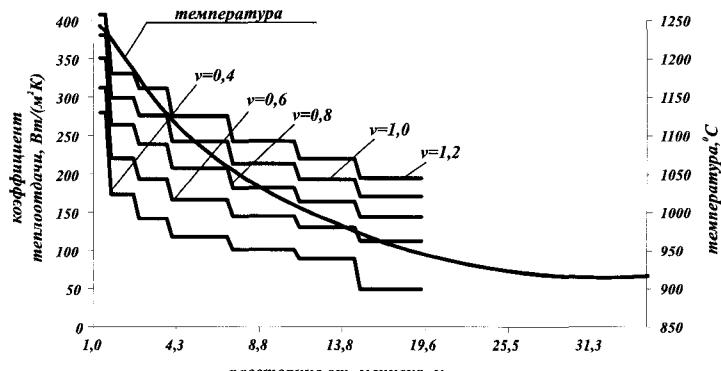
На рис. 3.11 и 3.12 показаны тепловые профили поверхности слитка для различных групп марок сталей, разливаемых на машинах, по которым рассчитываются необходимые коэффициенты теплоотдачи в зонах вторичного охлаждения для поддержания на длине ЗВО этих профилей.



а) низколегированные стали (режим охлаждения 3)

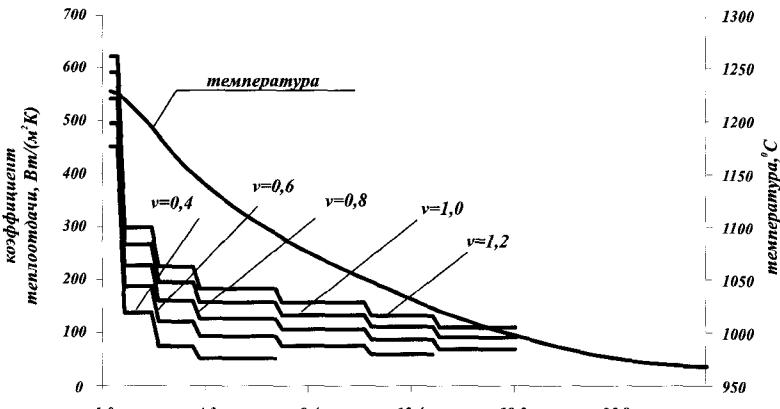


б) углеродистые стали (режим охлаждения 2)

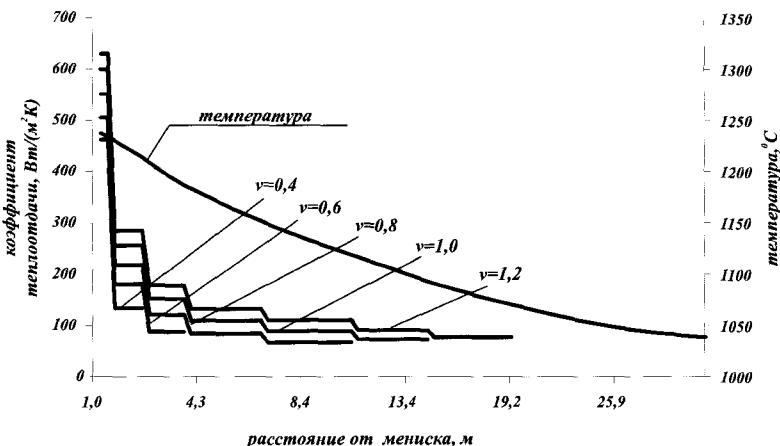


в) трансформаторные стали (режим охлаждения 1)

Рис. 3.11. Расчетные коэффициенты теплообмена по зонам, обеспечивающие заданный тепловой профиль поверхности слитка на МНЛЗ № 3 ММК



а) углеродистые стали (режим охлаждения 2)



б) низколегированные стали (режим охлаждения 3)

Рис. 3.12. Расчетные коэффициенты теплообмена по зонам, обеспечивающие заданный тепловой профиль поверхности слитка на МНЛЗ № 2 НТМК

На НТМК разливается слиток 1550×240 мм, на ММК — 1350×250 мм. Как видно из рисунков, коэффициенты теплоотдачи в зонах, начиная со второй, близки. Различие коэффициентов теплоотдачи в подбое (зона 1) обусловлено тем, что на МНЛЗ № 2 НТМК длина подбоя 110 мм, а на МНЛЗ № 3 ММК — 280 мм, т. е. в 2,5 раза больше. Зависимость коэффициента теплоотдачи по длине сразу после кристаллизатора меняется довольно сильно, поэтому аппроксимация этой непрерывно изменяющейся зависимости средними значениями коэффициента теплоотдачи по зонам и приводит к подобным различиям. Следует отметить, что несмотря на то, что расходы по зонам для указанных двух МНЛЗ близки, механическое перенесение расходов на другие МНЛЗ может привести к большим ошибкам. Приведенные на рис. 3.11 и 3.12 расходы

применимы только к конкретным форсункам и смесителям, применяемым фирмой «Уралмаш — МО», и привязаны к определенному разбиению на зоны охлаждения. Если установить охлаждающие устройства другого конструктивного исполнения или расположить хотя бы на другой высоте форсунки фирмы «Уралмаш — МО», значения расходов по зонам изменятся.

По рассчитанным средним локальным коэффициентам теплоотдачи по зонам определяются зональные расходы воды и воздуха в квазистационарном режиме разливки. Ниже приведен пример технологических таблиц расходов хладагентов для МНЛЗ № 3 ММК, при этом используются тепловые и расходные характеристики форсунок (3.15)–(3.16). Расчеты производятся во всем скоростном диапазоне для конкретной машины с шагом по скорости 0,1 м/мин. Так как регулировка охлаждения слитка осуществляется по зонам и с учетом характера изменения зависимости коэффициента теплоотдачи по длине машины, для более точной аппроксимации непрерывной функции коэффициента теплоотдачи необходимо первые зоны делать по возможности короче, увеличивая их длину с ростом расстояния от кристаллизатора.

Полученные по этой методике таблицы расходов 3.1 и 3.2 являются исходными данными для проектирования разводки хладагентов по машине, а также для выбора измерительной и регулирующей аппаратуры. Затем решается прямая задача, где в качестве граничных условий используются уже полученные расходы по зонам. В результате решения прямой задачи получаем поля температур затвердевающего слитка вдоль технологической линии МНЛЗ, а также

Таблица 3.1

МНЛЗ №3 ММК
Трансформаторная сталь
Слиток (1250÷1350)×250 мм
Малый радиус
Расходы воды и воздуха по зонам (м³/ч)/(нм³/ч)

Скорость, м/мин	1 ВО	2 ВО	3 ВВО	4 ВВО	5 ВВО	6 ВВО	7 ВВО	Торец ВО	Торец ВВО
0,40	1,60/0	2,33/0	1,05/252	1,33/211	1,10/252	0,88/239		1,34	0,79/80
0,50	1,60/0	2,92/0	1,41/228	1,83/189	1,56/226	1,20/226	0,96/260	1,45	0,85/79
0,60	1,60/0	3,36/0	1,73/218	2,28/176	1,99/208	1,55/202	1,19/246	1,57	0,92/77
0,70	1,65/0	3,90/0	2,05/206	2,71/163	2,40/192	1,90/189	1,50/228	1,68	0,99/75
0,80	1,82/0	4,37/0	2,35/204	3,11/127	2,79/182	2,23/145	1,78/174	1,80	1,06/74
0,90	1,98/0	4,89/0	2,66/180	3,48/120	3,15/143	2,54/138	2,06/167	1,91	1,12/72
1,00	2,05/0	5,18/0	2,89/178	3,78/114	3,47/137	2,82/132	2,33/161	2,03	1,19/71
1,10	2,21/0	5,64/0	3,18/162	4,09/109	3,79/131	3,09/127	2,58/155	2,15	1,26/69
1,20	2,27/0	5,92/0	3,40/158	4,38/104	4,08/125	3,35/122	2,82/150	2,26	1,33/68
1,30	2,38/0	6,35/0	3,63/154	4,64/99	4,35/121	3,59/118	3,05/145	2,38	1,40/66
1,40	2,42/0	6,58/0	3,82/150	4,87/95	4,60/116	3,81/114	3,27/141	2,49	1,46/65
1,50	2,49/0	6,95/0	4,02/144	5,09/92	4,84/112	4,02/110	3,48/137	2,61	1,53/63

Примечание. ВО — водяное, ВВО — водовоздушное охлаждение.

Таблица 3.2

МНЛЗ № 3 ММК
Трансформаторная сталь
Слиток (1250÷1350)×250 мм
Большой радиус
Расходы воды и воздуха по зонам (м³/ч)/(нм³/ч)

Скорость, м/мин	1 ВО	2 ВО	3 ВВО	4 ВВО	5 ВВО	6 ВВО	7 ВВО	Торец ВО	Торец ВВО
0,40	1,60/ 0	2,33/ 0	1,15/249	1,53/202	1,32/240	1,01/231		1,34	0,79/80
0,50	1,60/ 0	2,92/ 0	1,55/227	2,10/182	1,87/211	1,50/204	1,25/246	1,45	0,85/79
0,60	1,60/ 0	3,36/ 0	1,90/214	2,62/165	2,38/194	1,94/187	1,55/226	1,57	0,92/77
0,70	1,65/ 0	3,90/ 0	2,26/199	3,12/135	2,89/159	2,38/153	1,95/183	1,68	0,99/75
0,80	1,82/ 0	4,37/ 0	2,59/160	3,57/127	3,34/151	2,78/145	2,32/174	1,80	1,06/74
0,90	1,98/ 0	4,89/ 0	2,93/153	4,00/120	3,78/143	3,17/138	2,68/167	1,91	1,12/72
1,00	2,05/ 0	5,18/ 0	3,18/148	4,35/114	4,17/137	3,53/132	3,02/161	2,03	1,19/71
1,10	2,21/ 0	5,64/ 0	3,50/142	4,71/109	4,54/131	3,86/127	3,35/155	2,15	1,26/69
1,20	2,27/ 0	5,92/ 0	3,74/138	5,04/104	4,90/125	4,19/122	3,67/150	2,26	1,33/68
1,30	2,38/ 0	6,35/ 0	4,00/134	5,34/99	5,22/121	4,48/118	3,97/145	2,38	1,40/66
1,40	2,42/ 0	6,58/ 0	4,21/130	5,60/95	5,52/116	4,77/114	4,26/141	2,49	1,46/65
1,50	2,49/ 0	6,95/ 0	4,43/126	5,85/92	5,80/112	5,03/110	4,52/137	2,61	1,53/63

картины роста корочки слитка в любом сечении. Эти данные используются для анализа термонапряженного состояния слитка и возникающих в нем деформаций. Таблицы расходов вносятся в технологические инструкции, на их основе программируются контроллеры, управляющие вторичным охлаждением слитка (первый уровень управления вторичным охлаждением АСУ ТП). Таблицы коэффициентов теплоотдачи являются исходными данными для разработки (адаптации) ДСВО EKSPRESS (см. гл. 7).

3.4. Толщина корки кристаллизующейся заготовки

Толщина корки является одним из важнейших параметров, точность определения которого во многом определяет правильность расчета деформаций на фронте кристаллизации, величин выпучиваний корки и в конечном итоге таких важнейших геометрических параметров МНЛЗ, как шаги роликов. Из табл. 1.1. видно, что отличия в значениях длины лунки жидкой фазы по закону квадратного корня и с использованием квазиравновесной модели затвердевания могут быть существенными. В действительности коэффициент кристаллизации, во-первых, существенно зависит от конкретной системы и интенсивности охлаждения, а во-вторых, является переменным и зависит от скорости литья (рис. 3.13).

На рис. 3.14—3.18 (см. цветную вкладку) показана корреляция изменения толщины по закону квадратного корня и по аппроксимирующими зависимостям, построенным по результатам расчетов фирмы «Уралмаш — МО» по ква-

зированновесной модели SLITOK. Действительное изменение толщины корки может существенно отличаться от описываемого законом квадратного корня (1.1). Она может быть на 20—30% тоньше в верхней и на 5—15% толще в нижней части технологического канала (в зависимости от химического состава), чем рассчитанная по закону квадратного корня.

Только для очень приближенных расчетов общей технологической длины МНЛЗ при разливке низколегированных сталей с мягким режимом охлаждения и, соответственно, максимальной длиной лунки жидкой фазы может быть рекомендована зависимость:

$$L = \frac{H^2 \times v}{4 \times k^2}, \text{ м} \quad (3.17)$$

где H — толщина заготовки, мм;

v — скорость литья, м/мин;

$k = 26 \text{ мм}/\text{мин}^{0.5}$ — коэффициент кристаллизации [8].

Такая оценка уже включает десятипроцентный запас по длине, рекомендованный в [8]. При расчетах деформаций на фронте кристаллизации величин прогибов корки в шагах (выпучиваний) и шагов роликов, роль правильного расчета толщины корки еще более возрастает. По этой причине при создании МНЛЗ проектировщики фирмы «Уралмаш — МО» используют аппроксимирующие зависимости толщины корки от скорости литья, перегрева жидкого металла и расстояния от мениска.

Расчеты проводились при перегреве металла 20, 40 и 60°C над температурой ликвидуса для трансформаторных, среднеуглеродистых, низколегированных и высокоуглеродистых сталей. Примеры аппроксимационных зависимостей для среднеуглеродистых сталей при разливке в слабы толщиной 250 мм приведены ниже.

Для перегрева жидкого металла 20°C:

- толщина корочки по широкой грани

$$\delta_1 = 38,058 + 5,2209v^{-1}L^{-1} - 0,034842v^{-2}L^2 - 38,893vL^{-1} + \\ + 15,602v^2L^{-2} + 0,0983vL; \quad (3.18)$$

- толщина корочки по узкой грани

$$\delta_2 = 28,415 + 6,5525v^{-1}L + 0,20651v^{-2}L^2 - 29,504vL^{-1} + \\ + 0,052372v^{-2}L^3 - 1,9483v^{-1}L^2 + 18,1v^2L^{-1} + 3,0531L + 1,4578L^2 - \\ - 3,7386v^2L + 0,89684v^4L - 0,087083v^3L^2 - 2,2901v^4L^{-1} + 3,0162L^{-5} - \\ - 0,052006L^3 - 1,0663v^{-1}L^{-3} + 0,019226vL^3. \quad (3.19)$$

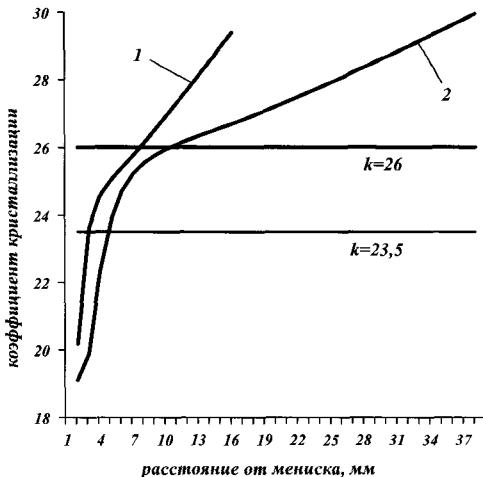


Рис. 3.13. Изменение значения коэффициента кристаллизации при литье стали со скоростью: 1 — 0,6 м/мин; 2 — 1,5 м/мин

Для перегрева жидкого металла 40°C:

- толщина корочки по широкой грани

$$\delta_1 = 45,564 + 4,0754v^{-1}L - 84,827v^1L^{-1} + 101,37v^2L^{-2} + \\ + 3,9203v^1 - 23,525v^3L^{-2} - 26,683v^2L^{-3} + 0,091677v^{-3}; \quad (3.20)$$

- толщина корочки по узкой грани

$$\delta_2 = 36,833 + 0,24691v^{-2}L^2 - 68,972vL^{-1} + 0,020364v^{-2}L^{-3} - \\ - 0,56171v^{-1}L^2 + 0,24681v^{-2}L + 5,6459L - 13,871v^3 + 60,026v^2L^{-1} + \\ + 3,0835v^5 + 5,8212L^{-5} - 4,0402v^3L^{-2} - 5,3838v^4L^{-1} + 1,8666v^{-2} - \\ - 1,3533v^{-2}L^{-1}. \quad (3.21)$$

Для перегрева жидкого металла 60°C:

- толщина корочки по широкой грани

$$\delta_1 = 45,206 + 4,0845v^{-1}L - 86,459vL^{-1} + 106,42v^2L^{-2} + \\ + 3,2269v - 24,013v^3L^{-2} - 29,525v^2L^{-3}; \quad (3.22)$$

- толщина корочки по узкой грани

$$\delta_2 = 0,058586 + 52,713L - 149,86vL + 187,81v^2L + \\ + 53,533v - 107,7v^3L - 54,717v^2 + 14,716v^3 - 4,4936 \cdot 10^{-12}L^{10} - \\ - 0,11724v^3L^2 + 23,943v^4L + 2,5871 \cdot 10^{-5}vL^5. \quad (3.23)$$

3.5. Особенности охлаждения в подбое и первой зоне ЗВО

В соответствии с концепцией охлаждения поверхности слитка вдоль технологической линии МНЛЗ фирмой «Уралмаш — МО» выбраны температурные кривые (1.18), (см. рис. 1.5), соответствующие трем режимам охлаждения. В действительности регулирование расходов хладагентов осуществляется не в каждом межроликовом пространстве, а по зонам, которые имеют значительную длину, потому на практике это приводит к отклонению теплового профиля заготовки от теоретического.

Кроме того, традиционно в МНЛЗ конструкции фирмы «Уралмаш — МО» в первых двух зонах вторичного охлаждения под кристаллизатором применяется водяное и водовоздушное охлаждение, которое не отключается в любых эксплуатационных режимах. Назначение этих зон: обеспечить эффективное охлаждение слитка и роликов во всех эксплуатационных режимах, включая технологические замедления скорости литья и вынужденные остановки. При этом необходимо найти компромиссное решение: одновременно обеспечить необходимый теплоотвод с поверхностей слитка и роликов. Учитывая то обстоятельство, что ролики под кристаллизатором (подвесные) и первой секции выполняются без внутреннего охлаждения, следует отметить, что нахождение такого решения сопряжено с определенными трудностями, а именно:

- При замедлении скорости литья слиток требует более мягкого, а ролики — более интенсивного охлаждения, что практически труднодостижимо и реально решается на действующей МНЛЗ путем обеспечения расходов, завышенных для слитка, следствием чего являются «пояса» и захолаживание поверхности слитка с последующим вторичным разогревом, что, в свою очередь, ведет к образованию поверхностных трещин слитка и росту нагрузок на роликовый аппарат, особенно для МНЛЗ с участком загиба.
- Уменьшение расхода охладителя при замедлениях скорости литья сопряжено с трудностями обеспечения необходимого качества распыла факела форсунок. Факел становится «вязлым», плохо организованным, результатом чего является перегрев роликов. По этой причине при скоростях 0,1—0,3 м/мин расходные характеристики форсунок загрублуют, т.е. дают завышенные (для слитка) расходы, соответствующие более высоким скоростям литья — 0,4—0,5 м/мин. Установка малорасходных форсунок со стабильным факелом при скоростях 0,1—0,2 м/мин, при плохом качестве воды ведет к их засорению и снижению эксплуатационной надежности.

Продемонстрируем на примере возможные решения проблемы охлаждения в подбое.

На рис. 3.19 (см. цветную вкладку) показаны тепловые профили широкой и узкой граней сляба 250×1350 мм, соответствующие трем вариантам охлаждения.

Широкая грань:

- форсунки в подбое и первой роликовой секции направлены на поверхность широкой грани сляба;
- форсунки в подбое и первой роликовой секции направлены на ролики;
- форсунки в подбое направлены на ролики, в первой секции — на поверхность сляба.

Узкая грань:

- форсунки в подбое направлены на торцевые ролики, в первой секции — на поверхность узкой грани сляба во всех вариантах.

В первом варианте, особенно при низких значениях рабочих скоростей литья в подбое и в первой секции, имеет место резкое падение температуры поверхности широкой грани, что при разливке трещиночувствительных сталей может приводить к возникновению поверхностных трещин, обусловленных градиентом температур и возникающими при этом температурными напряжениями. Фактически, отклонение теплового профиля под кристаллизатором является вынужденной мерой обеспечения охлаждения роликов подбоя и первой секции. Перенаправление форсунок подбоя на ролики подбоя позволяет снизить температурные градиенты, однако более радикальной мерой является дополнительное перенаправление форсунок и на ролики первой секции (см. рис. 3.19). Обеспечить перенаправление форсунок можно с помощью экранов, установленных наклонно таким образом, чтобы охладитель попадал на поверхность роликов по касательной в зоне контакта со слитком, при этом его часть будет попадать и на поверхность слитка, однако интенсивность теплосъема с поверхности слитка будет значительно ниже, чем при направленном факеле форсунок. Тепловой профиль граней сляба при этом значительно выравнивается, температурные гра-

диенты снижаются, а вероятность выпучивания в шагах роликов под кристаллизатором компенсируется малыми значениями шагов роликов в этой зоне, характерных для проектов фирмы «Уралмаш — МО». Не рекомендуется направлять форсунки на участок поверхности роликов, диаметрально противоположный контакту со слитком, т. к. в этом случае будет отсутствовать эффект экранирования факелом охладителя поверхности роликов от излучения со стороны слитка. Необходимо подчеркнуть, что подобные мероприятия могут быть рекомендованы для разливки трещиночувствительных марок сталей. Во многих случаях пригодно традиционно применяемое охлаждение с помощью направленных на поверхности граней непрерывнолитой заготовки факелов форсунок.

Для разливки трещиночувствительных марок сталей на МНЛЗ ММК фирмой «Уралмаш — МО» был, например, предложен переход от четырехрядной схемы установки форсунок в подбое на двухрядную с сохранением расхода и увеличением высоты установки форсунок с 130 до 230 мм, что уменьшает интенсивность теплосъема с поверхности заготовки и снижает температурные градиенты в ее поверхностных слоях под кристаллизатором. В то же время, интенсивность охлаждения роликов «паразитной» водой не ухудшается. Перенаправление форсунок на роли рекомендовано в качестве дополнительной меры.

ЛИТЕРАТУРА

1. Белов И. В. Пограничный слой и турбулентные струи.— Свердловск: УПИ. 1979.— 83 с.
2. Парфенов Е. П., Бадер В. И. Исследование водовоздушного охлаждения внутренней полости трубной заготовки, отливаемой непрерывным способом // Совершенствование конструкций, исследование и расчет машин непрерывного литья заготовок: Сб. / М.: ВНИИМЕТМАШ. 1987. С. 115—119.
3. Бадер В. И., Лаптева Н. Е., Парфенов Е. П. Исследование теплообмена при охлаждении полого горизонтального цилиндрического слитка двухфазной веерной струей // Известия вузов. Черная металлургия. 1991. № 4. С. 75—76.
4. Парфенов Е. П., Кобелев В. А., Гельфенбайн Е. В., Беренов А. Д., Смирнов А. А. Исследование теплообмена при взаимодействии водовоздушного факела форсунки с непрерывно отливающимся слитком в зоне вторичного охлаждения // Совершенствование конструкций, исследование и расчет машин непрерывного литья заготовок: Сб. ст. / М.: ВНИИМЕТМАШ. 1987. С. 69—77.
5. Райхетседер Ф., Валь Х., Энгель К., Фитцель Х. Основные направления в конструировании жидкостных систем для машин непрерывного литья заготовок // Черные металлы. 2001. Июль—август. С. 118—122.
6. Теория и техника теплофизического эксперимента, под ред. В. К. Щукина, М., Энергоатомиздат. 1985. 360 с.
7. Дрейпер Н., Смит Д. Прикладной регрессионный анализ.— М.: «Статистика». 1973.— 392 с.
8. Нисковских В. М., Карлинский С. Е., Беренов А. Д. Машины непрерывного литья слябовых заготовок.— М.: Металлургия. 1991.— 272 с.

4. НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ НЕПРЕРЫВНОЛИТЫХ ЗАГОТОВОВОК

Механизм образования внутренних трещин сложен и окончательно не установлен, однако одним из наиболее значимых факторов, оказывающих влияние на трещинообразование, является напряженно-деформированное состояние (НДС) непрерывнолитых заготовок [1].

Внутренние трещины зарождаются на фронте кристаллизации и обусловлены конструктивными причинами (шаги роликов, конструкция роликового аппарата). Металл формирующегося фронта кристаллизации обладает низкой пластичностью и очень чувствителен к деформациям на фронте кристаллизации. Главной причиной деформаций фронта кристаллизации являются процессы вы-прямления заготовки и выпучивания корки, прежде всего широкой грани слитка в межроликовых пространствах (шагах роликов). Напряженное состояние при этом многоосное, и трещины могут иметь как поперечную, так и продольную ориентацию с преимущественными условиями образования поперечных трещин. Следует принимать во внимание хрупкое поведение материала заготовки вблизи фронта кристаллизации, обусловленное его весьма низкой пластичностью. Разумеется, главную опасность представляют растягивающие деформации, но общеизвестен факт разрушения хрупких материалов в испытаниях на сжатие, когда причиной образования трещин является скольжение по кристаллографическим плоскостям, расположенным под углом 45° к действующим сжимающим напряжениям. По этой причине главным показателем опасности НДС представляются величины деформаций по Мизесу, независимо от того, составляющими какого знака они обусловлены.

Факторами, влияющими на величину деформации на фронте кристаллизации, являются: величины межроликовых расстояний (шаги роликов), температурные деформации (прогибы) роликов, существенно возрастающие в процессах технологических замедлений скорости литья, настройка роликового аппарата (отклонения от номинального раствора). Все эти факторы влияют на кривизну корки слитка и, соответственно, на величину деформации на фронте кристаллизации.

При конструировании МНЛЗ важное место занимает расчет основных конструктивных параметров, которые определяют технические возможности МНЛЗ для производства высококачественных заготовок (в первую очередь шагов роликов). Фирмы-проектировщики при создании МНЛЗ используют различные расчетные методики, которые позволяют рассчитывать деформации в непре-

рывнолитой заготовке и по результатам расчетов осуществлять правильный выбор параметров МНЛЗ.

В 1970—80-е годы применяли модели с одноосным напряженным состоянием, в которых деформированное состояние корки представляли как деформированное состояние балки единичной ширины, вырезанной из оболочки корки слитка между двумя соседними роликами в направлении разливки, находящейся в упругом или вязкоупругом состоянии [1]. В 90-е годы появились сообщения о применении объемных моделей [2]—[5].

4.1. Упругая модель деформированного состояния непрерывнолитых заготовок

Длительное время при проектировании МНЛЗ на «Уралмаше» применялась методика расчёта деформаций на фронте кристаллизации, основанная на представлении корки в шаге роликов как балки с защемлёнными краями. При реальных соотношениях геометрических размеров оболочки широкой грани заготовки, заключённой между двумя смежными роликами, допустимо пренебречь влиянием боковых граней заготовки и принять расчётную схему как для прямолинейного бруса единичной ширины с защемлёнными концами и равномерно распределённой нагрузкой, равной ферростатическому давлению [1]. При этом значение деформации на фронте кристаллизации и максимальный прогиб (в дальнейшем — выпучивание) в шаге роликов определяются по формулам:

$$f = \frac{K_T}{288} \left(\frac{\delta_1}{\delta} \right) \frac{ps^4}{E_\pi \delta^3} \quad (4.1)$$

и

$$\varepsilon = \frac{K_T}{12} \left(\frac{\delta_1}{\delta} \right) \frac{ps^2}{E_\pi \delta^2}, \quad (4.2)$$

где ε — величина деформации на фронте кристаллизации;

K_T — коэффициент, характеризующий изменение жёсткости оболочки слитка в зависимости от температуры поверхности;

s — шаг между роликами, м;

E_π — модуль упругости поверхностного слоя, МПа;

f — максимальный прогиб оболочки в шаге роликов, м;

p — интенсивность равномерно распределённой нагрузки, МПа;

δ — толщина оболочки слитка в кристаллизаторе, м;

δ_1 — расстояние от нейтральной оси до фронта кристаллизации, м.

С использованием упомянутой методики сконструированы и пущены в эксплуатацию более 50 МНЛЗ производства «Уралмаш». Однако недостатком методики является то обстоятельство, что она позволяет удовлетворительно рассчитывать лишь деформации в направлении разливки без учета многоосности напряженно-деформированного состояния, при этом применимость ограничена слябовыми заготовками, для которых соотношение шага и ширины слитка составляет $\approx 1 : 5$. Для анализа причин образования продольных трещин, а также трещин в местах стыков широких и узких граней слябов; напряжённо-

деформированного состояния сортовых и блюмовых заготовок; влияния на НДС корки расположения верхних и нижних роликов (их сближения или разведения, обусловленного настройкой роликового аппарата); деформации корки роликами, получившими в процессе работы температурный изгиб, такая методика непригодна, что обуславливает потребность моделирования и исследования многоосного напряжённо-деформированного состояния корки слитка с учетом зависимости механических свойств материала слитка от температуры в упруго-пластической или вязко-упруго-пластической постановке [2–10].

4.2. Упруго-пластическая модель напряженно-деформированного состояния непрерывнолитых заготовок

Учитывая высокие значения температур корки слитка и уровень нагрузок от ферростатического давления, следует предполагать возможность образования упруго-пластических деформаций и деформаций ползучести. Наиболее корректно представление о деформациях корки кристаллизующегося слитка как упруго-вязко-пластической среды. Однако такая постановка сопряжена с существенным увеличением времени счета. В фирме «Уралмаш – МО» на базе многоцелевого расчетного комплекса ANSYS используется упруго-пластическая модель Прандтля-Райса, в которой модуль упругости и предел текучести зависят от температуры и скорости деформации и фактически неявно учитывают процессы ползучести, имеющие место при проведении экспериментов для определения этих характеристик. Похожую упруго-пластическую модель применяет японская фирма «Кавасаки» [10]. Следует иметь в виду релаксационный, а не динамический модуль упругости в диапазоне температур 800–1460°C и скоростей деформации 10⁻²–10⁻⁵. В модели Прандтля-Райса связь между компонентами тензоров напряжений и деформаций в принятой упруго-пластической модели описывается следующими законами [11–12]:

1. Закон изменения объема.

$$\sigma_{cp} = \frac{E}{1-2\mu} \epsilon_{cp}, \quad (4.3.)$$

где $\sigma_{cp} = \frac{1}{3} (\sigma_{xx} + \sigma_{yy} + \sigma_{zz})$;

$$\epsilon_{cp} = \frac{1}{3} (\epsilon_{xx} + \epsilon_{yy} + \epsilon_{zz});$$

E — модуль упругости;

μ — коэффициент Пуассона;

σ_{xx} , σ_{yy} , σ_{zz} — компоненты тензора напряжений (составляющие нормальных напряжений);

ϵ_{xx} , ϵ_{yy} , ϵ_{zz} — компоненты тензора деформаций.

При упругих и пластических активных и пассивных деформациях твердого тела относительное изменение объема элементов этого тела прямо пропорци-

онально среднему напряжению, причем модуль объемной деформации остается постоянной величиной как в пределах, так и за пределами упругости.

2. Закон изменения формы.

$$D_n = 2G'D_{def}, \quad (4.4)$$

или

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{xx} - \sigma_{cp} & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_{yy} - \sigma_{cp} & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_{zz} - \sigma_{cp} \end{Bmatrix} = 2G' \begin{Bmatrix} \epsilon_{xx} - \epsilon_{cp} & \frac{1}{2}\gamma_{xy} & \frac{1}{2}\gamma_{xz} \\ \frac{1}{2}\gamma_{yx} & \epsilon_{yy} - \epsilon_{cp} & \frac{1}{2}\gamma_{yz} \\ \frac{1}{2}\gamma_{zx} & \frac{1}{2}\gamma_{zy} & \epsilon_{zz} - \epsilon_{cp} \end{Bmatrix}, \quad (4.5)$$

где D_n — девиатор напряжений;
 D_{def} — девиатор деформации, соответствующий моменту начала разгрузки;
 G' — модуль деформации второго рода;
 $\tau_{xy}, \tau_{xz}, \tau_{yz}, \tau_{yx}, \tau_{zx}, \tau_{zy}$ — компоненты тензора напряжений (составляющие касательных напряжений);
 $\gamma_{xy}, \gamma_{xz}, \gamma_{yz}, \gamma_{yx}, \gamma_{zx}, \gamma_{zy}$ — компоненты тензора деформаций.

3. Закон связи обобщенного напряжения с обобщенной деформацией при активном нагружении.

Обобщенное напряжение σ (по Мизесу), возникающее в теле при любой активной деформации (упругой или пластической) для каждого материала есть определенная функция обобщенной деформации ϵ :

$$\sigma = \Phi(\epsilon), \quad (4.6)$$

$$\text{где } \sigma = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + (\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^2 + (\sigma_{zz} - \sigma_{xx})^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2)},$$

$$\epsilon = \frac{\sqrt{2}}{2(1+\mu)} \sqrt{(\epsilon_{xx} - \epsilon_{yy})^2 + (\epsilon_{yy} - \epsilon_{zz})^2 + (\epsilon_{zz} - \epsilon_{xx})^2 + \frac{3}{2}(\gamma_{xy}^2 + \gamma_{yz}^2 + \gamma_{zx}^2)}.$$

4. Закон пассивной деформации.

При простой разгрузке тела, находившегося в момент начала пассивной деформации в пластическом состоянии, во все последующие моменты девиатор напряжений зависит от девиатора деформации, соответствующего моменту начала разгрузки, и от девиатора деформации, подсчитанного в предположении нагружения ненапряженного и линейно деформируемого тела фиктивными силами; значения фиктивных сил равны превышению первоначальных значений сил (отвечающих моменту начала разгрузки) над фактическим их значением в рассматриваемый момент:

$$D_n^0 = 2G'D_{def} - 2G\bar{D}_{def}, \quad (4.7)$$

где D_n^0 — девиатор остаточных напряжений, соответствующий рассматриваемому моменту нагружения;

G' — модуль деформации второго рода для рассматриваемой точки, соответствующий моменту начала разгрузки, в общем случае различный для разных точек изотропного тела;

G — общий модуль сдвига, постоянный для всех точек изотропного материала.

$\bar{D}_{\text{деф}}$ — «упругий» девиатор деформации, подсчитанный в предположении идеально-упругого тела, от указанных фиктивных сил;

При $\sigma < \sigma_T$, где σ_T — предел текучести,

$$\sigma = E\varepsilon; \quad (4.8)$$

при $\sigma \geq \sigma_T$

$$\sigma = \Phi(\varepsilon). \quad (4.9)$$

Вид выражения (4.9) определяется диаграммой деформирования в зависимости от химического состава, термообработки и температуры в данной точке рассматриваемого тела.

Условие $\sigma < \sigma_T$ в используемой модели в пространстве напряжений может быть представлено так, как на рис. 4.1 (кинематическое упрочнение). Комбинации напряжений на поверхности текучести соответствуют условию (4.9), а внутри поверхности — условию (4.8).

Реализуемый в данной модели закон текучести Прандтля-Райса, определяющий направление пластических деформаций, выражается следующим соотношением:

$$\{d\varepsilon^{pl}\} = \lambda \left\{ \frac{\partial Q_0}{\partial \sigma} \right\}, \quad (4.10)$$

где λ — согласующий множитель, определяющий величину пластических деформаций;

Q_0 — функция напряжений, называемая пластическим потенциалом, которая определяет направление пластических деформаций.

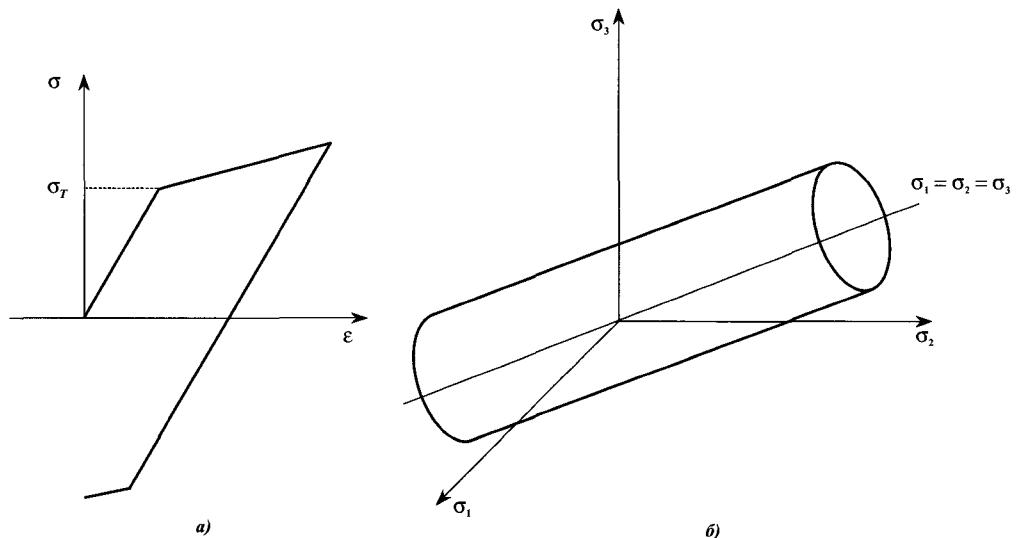


Рис. 4.1. Кривые « σ — ε » пластического поведения металла (a) и поверхность текучести при кинематическом упрочнении (b)

Пластические деформации происходят в направлении, перпендикулярном к поверхности текучести, закон текучести ассоциативный.

5. Закон упрочнения описывает изменение поверхности текучести с ростом пластических деформаций таким образом, чтобы этим деформациям было поставлено в соответствие определенное напряженное состояние. В модели используется кинематическое упрочнение, при котором размеры поверхности текучести сохраняются, но по мере роста пластических деформаций она смещается в пространстве напряжений (см. рис. 4.1, б).

Значения модуля упругости E определяются по зависимости [1] (рис. 4.2, табл. 4.1):

Таблица 4.1

Значения модуля упругости по данным [1] и [10]

Температура слоя	Значение модуля упругости E по зависимости [1]	Значение модуля упругости E по зависимости [10]
800	79650	81250
825	71278	74609
850	63635	67968
875	56657	61328
900	50288	54687
925	44481	48046
950	39189	41406
975	34374	34765
1000	30000	28125
1025	26034	24375
1050	22447	20625
1075	19213	16875
1100	16309	13125
1125	13711	9375
1150	11400	8333
1175	9357	7291
1200	7566	6250
1225	6012	5208
1250	4680	4166
1275	3556	3125
1300	2630	2951
1325	1890	2777
1350	1325	2604
1375	927	2430
1400	685	2256
1425	592	2083

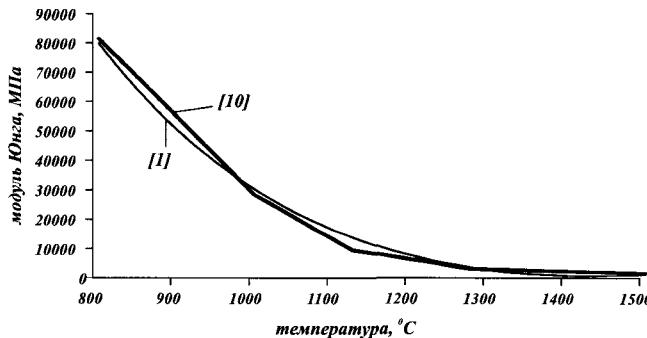


Рис. 4.2. Температурная зависимость модуля Юнга

$$E = -4,566 \cdot 10^5 + 160T + \frac{3,266 \cdot 10^8}{T}, \quad (4.11)$$

где T — температура, °С.

Значения предела текучести σ_T могут быть заданы в соответствии с зависимостями для сталей различного марочного состава [1] (рис. 4.3, табл. 4.2):
для углеродистой стали ($C = 0,2\%$)

$$\sigma_T = 21900\dot{\varepsilon}^{0,2} \cdot \exp[-0,004(T + 273)];$$

для низколегированной стали 10Г2

$$\sigma_T = 11348\dot{\varepsilon}^{0,1454} \cdot \exp[-0,00376(T + 273)];$$

для жаростойкой стали ферритного класса Х17

$$\sigma_T = 30983\dot{\varepsilon}^{0,158} \cdot \exp[-0,0044(T + 273)];$$

для жаростойкой стали аустенитного класса Х18Н9

$$\sigma_T = 52313\dot{\varepsilon}^{0,1475} \cdot \exp[-0,0045(T + 273)];$$

для конструкционной легированной стали 30ХН3

$$\sigma_T = 14546\dot{\varepsilon}^{0,1413} \cdot \exp[-0,00364(T + 273)];$$

для конструкционной легированной стали 35ХМФА

$$\sigma_T = 22478\dot{\varepsilon}^{0,1519} \cdot \exp[-0,00416(T + 273)];$$

для аустенитной стали с карбидным упрочнением 4Х14Н14В2М

$$\sigma_T = 72912\dot{\varepsilon}^{0,162} \cdot \exp[-0,0044(T + 273)].$$

При изменении содержания углерода и базовой величины деформации для углеродистой стали следует применять соотношение

$$\sigma_T = 72912\dot{\varepsilon}^{0,162} \cdot \exp[-0,004(T + 273)]\phi(\varepsilon)\psi(C),$$

где $\phi(\varepsilon) = (\varepsilon/0,05)^{0,15}$ — коэффициент, учитывающий изменение величины деформации;

$$\psi(C) = (C/0,2)^{-0,1} — учитывает содержание углерода.$$

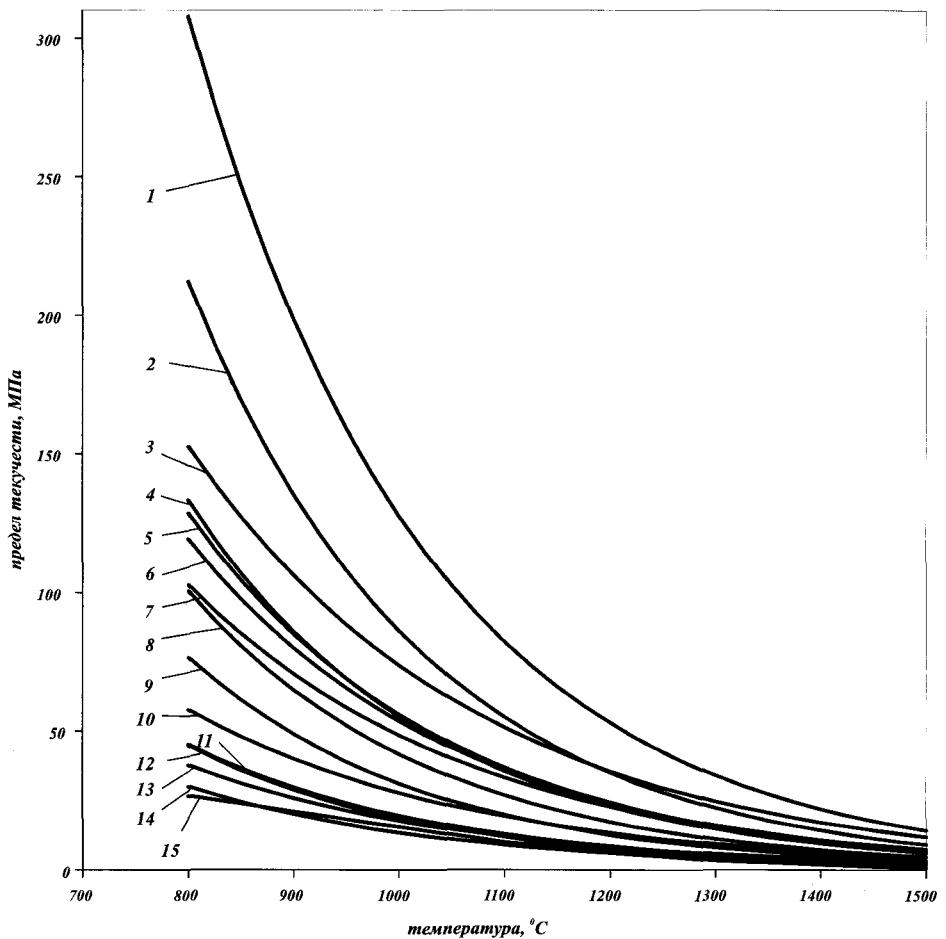


Рис. 4.3. Диапазон изменения величин предела текучести разливаемых сталей при скоростях деформирования $0,01\text{--}0,00001\text{ с}^{-1}$:

- | | |
|------------------------|------------------------------------|
| 1 — 4Х14Н14В2М (0,01); | 2 — Х18Н9 (0,01); |
| 3 — 30ХН3 (0,01); | 4 — Х17 (0,01); |
| 5 — 35ХМФА (0,01); | 6 — углеродистая сталь (0,01); |
| 7 — 10Г2 (0,01); | 8 — 4Х14Н14В2М (0,00001); |
| 9 — Х18Н9 (0,00001); | 10 — 30ХН3 (0,00001); |
| 11 — 35ХМФА (0,00001); | 12 — Х17 (0,00001); |
| 13 — 10Г2 (0,00001); | 14 — углеродистая сталь (0,00001); |
| 15 — [10] | |

Таблица 4.2

Значения предела текучести в зависимости от температуры [1]

Темпе- ратура, °C	Предел текучести, МПа													
	Углероди- стая сталь (С= 0,2%)	Низколеги- рованная сталь 10Г2	Жаростой- кая сталь ферритного класса Х17	Жаростой- кая сталь аустенитно- го класса Х18Н9	Конструк- ционная легирован- ная сталь 30ХН3	Конструк- ционная легирован- ная сталь 35ХМФА	Аустенитная сталь с кар- бидным упроч- нением 4Х14Н14В2М	Скорость деформирования, с ⁻¹						
	10 ⁻²	10 ⁻⁵	10 ⁻²	10 ⁻⁵	10 ⁻²	10 ⁻⁵	10 ⁻²	10 ⁻⁵	10 ⁻²	10 ⁻⁵	10 ⁻²	10 ⁻⁵	10 ⁻²	
800	119	30	103	38	133	45	212	77	153	58	129	45	308	101
825	108	27	94	34	119	40	190	68	139	53	116	41	276	90
850	98	25	85	31	107	36	169	61	127	48	104	37	247	81
875	88	22	78	28	96	32	151	55	116	44	94	33	221	72
900	80	20	71	26	86	29	135	49	106	40	85	30	198	65
925	72	18	64	24	77	26	121	44	97	37	76	27	178	58
950	65	16	58	21	69	23	108	39	88	33	69	24	159	52
975	59	15	53	19	62	21	97	35	81	30	62	22	143	47
1000	54	13	48	18	55	19	86	31	74	28	56	20	128	42
1025	48	12	44	16	50	17	77	28	67	25	50	18	114	37
1050	44	11	40	15	44	15	69	25	61	23	45	16	102	33
1075	40	10	37	13	40	13	62	22	56	21	41	14	92	30
1100	36	9	33	12	36	12	55	20	51	19	37	13	82	27
1125	32	8	30	11	32	11	49	18	47	18	33	12	74	24
1150	29	7	28	10	29	10	44	16	43	16	30	11	66	22
1175	27	7	25	9	26	9	39	14	39	15	27	9	59	19
1200	24	6	23	8	23	8	35	13	36	13	24	9	53	17
1225	22	5	21	8	21	7	31	11	33	12	22	8	47	15
1250	20	5	19	7	18	6	28	10	30	11	20	7	43	14
1275	18	4	17	6	16	6	25	9	27	10	18	6	38	12
1300	16	4	16	6	15	5	22	8	25	9	16	6	34	11
1325	15	4	14	5	13	4	20	7	23	9	14	5	31	10
1350	13	3	13	5	12	4	18	6	21	8	13	5	27	9
1375	12	3	12	4	11	4	16	6	19	7	12	4	25	8
1400	11	3	11	4	10	3	14	5	17	6	11	4	22	7
1425	10	2	10	4	9	3	13	5	16	6	10	3	20	6
1450	9	2	9	3	8	3	11	4	14	5	9	3	18	6
1475	8	2	8	3	7	2	10	4	13	5	8	3	16	5
1500	7	2	7	3	6	2	9	3	12	5	7	2	14	5

4.3. Напряженно-деформированное состояние слябовых заготовок

Рассмотрим НДС в двух парах поперечных сечений слитка 300×1900 мм в верхних роликовых сегментах на расстоянии 4100 мм от мениска и в нижней части МНЛЗ ближе к концу жидкой фазы на расстоянии 13260 мм от мениска. Для анализа характера изменения деформаций при последовательном прохождении слитком пар направляющих роликов рассмотрим НДС в продольном сечении в верхней части МНЛЗ, проходящем вдоль оси разливки. Поперечные сечения расположены в местах контакта сляба с роликами и в середине шага роликов. В табл. 4.3 приведены исходные данные для расчета компонент тензора напряжений и деформаций в указанных сечениях.

Таблица 4.3

Исходные данные для расчета компонент тензора напряжений и деформаций в сечениях заготовки 300×1900 мм

Параметр	Место расположения и характеристика сечения					
	Поперечное сечение, контакт с роликами		Поперечное сечение, середина шага		Продольное сечение по оси разливки	
Расстояние от мениска, мм	4100	13260	4240	13260	3880—4380	12950—13600
Высота столба жидкого металла, мм	4095	11491	4095	11491	4095*	11491*
Шаг роликов, мм	220; 280	310; 340	220; 280	310; 340	220; 280	310; 340
Толщина корки, мм	36,6	73,3	36,6	73,3	36,6	73,3
Ферростатическое давление, МПа	0,287	0,804	0,287	0,804	0,287	0,804
Температура наружной поверхности, °С	1150	1101	1150	1101	1150	1101

* — усредненная величина по сечению

На рис. 4.4 на цветной вкладке показаны зоны расположения максимальных деформаций в поперечном сечении заготовки в месте контакта с роликами. Максимальных значений ϵ достигает на фронте кристаллизации в середине широкой грани и в углах (см. рис. 4.4). Таким образом, опасность, с точки зрения образования трещин, представляют центральная часть широкой грани сляба и угловая зона. Максимальные растягивающие деформации ϵ_{xx} на фронте кристаллизации возникают в направлении разливки в центральной части широкой грани. Они достигают значений 0,7—0,8 ϵ и способствуют возникновению поперечных трещин. Растягивающие деформации ϵ_{yy} и ϵ_{zz} вдвое меньше, сконцентрированы в угловой зоне и принципиально могут быть причиной развития угловых трещин.

В нижней части МНЛЗ деформированное состояние в аналогичных сечениях не имеет принципиальных отличий от описанного выше (рис. 4.5 на цветной вкладке).

Эпюра ϵ в сечениях в середине шага роликов выглядит аналогично рассмотренной в месте контакта сляба с роликами (рис. 4.6 на цветной вкладке).

Следует отметить значительные сдвиговые деформации γ_{yz} . При рассмотрении эпюр ϵ_{xx} , ϵ_{yy} , ϵ_{zz} на рис. 4.6 следует отметить, что растягивающие деформации имеют место только в угловой зоне, а в центральной части сляба в направлении разливки возникают сжимающие деформации. Таким образом, на фронте кристаллизации имеют место циклические знакопеременные деформации в направлении разливки, что способствует образованию и дальнейшему развитию поперечных трещин. Фактором, препятствующим этому процессу, является постоянное увеличение толщины и изменение положения фронта кристаллизации в шагах роликов (рис. 4.7).

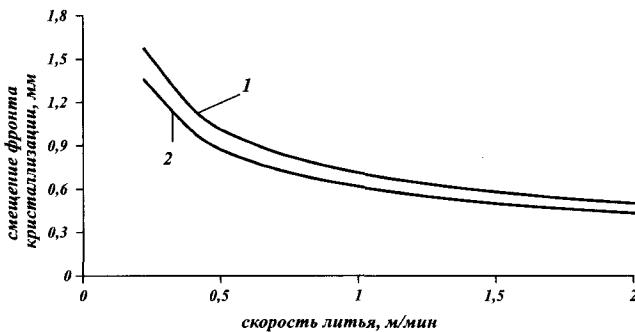


Рис. 4.7. Смещение фронта кристаллизации на половине шага роликов в зависимости от скорости литья: 1 — расстояние от мениска 4100 мм, шаг 220 мм; 2 — расстояние от мениска 13260 мм, шаг 340 мм

На рис. 4.8 и 4.9 показаны эпюры ϵ_{xx} и прогибов корки в продольном сечении слитка 300×1900 мм на различном расстоянии от мениска. На рис. 4.9 показаны эпюры ϵ_{xx} и прогибов корки в продольном сечении на расстоянии от мениска 12950—13600 мм.

Уменьшение величин прогибов и деформаций, особенно прогибов узкой грани в нижней части МНЛЗ объясняется ростом толщины корки.

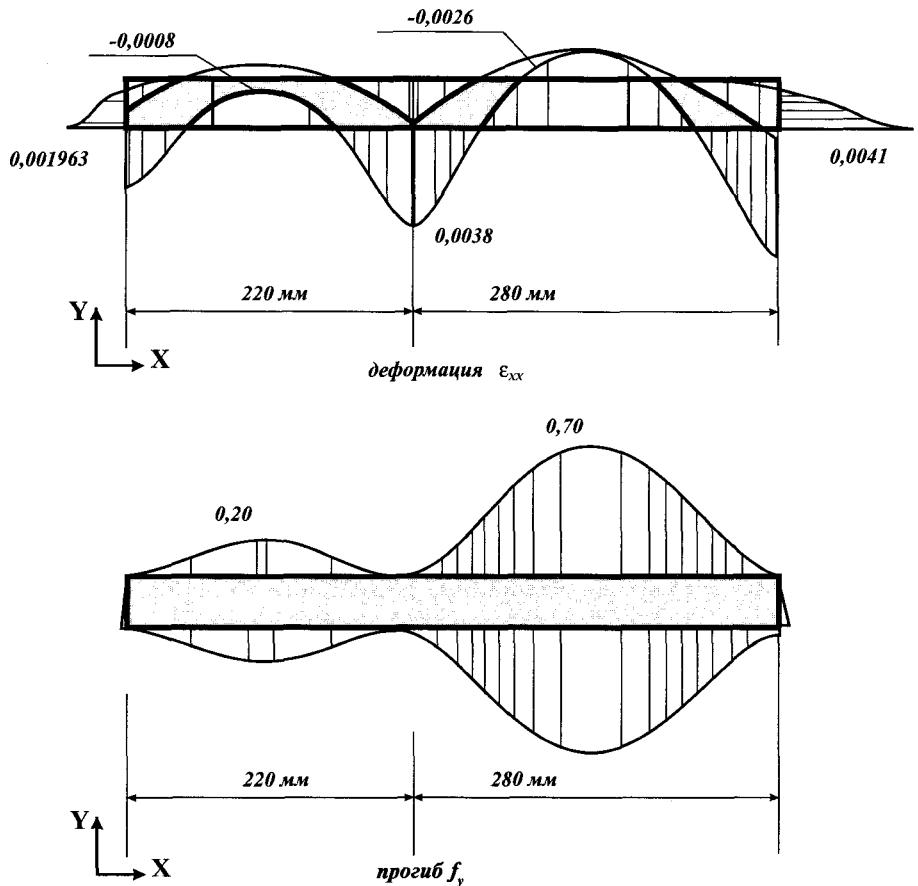


Рис. 4.8. Эпюры деформации ϵ_{xx} и прогиба f_y в продольном сечении сляба 300×1900 мм в верхней части МНЛЗ на расстоянии 4—4,5 м от мениска)

П р и м е ч а н и е. Здесь и на последующих эпюрах значения прогибов в мм.

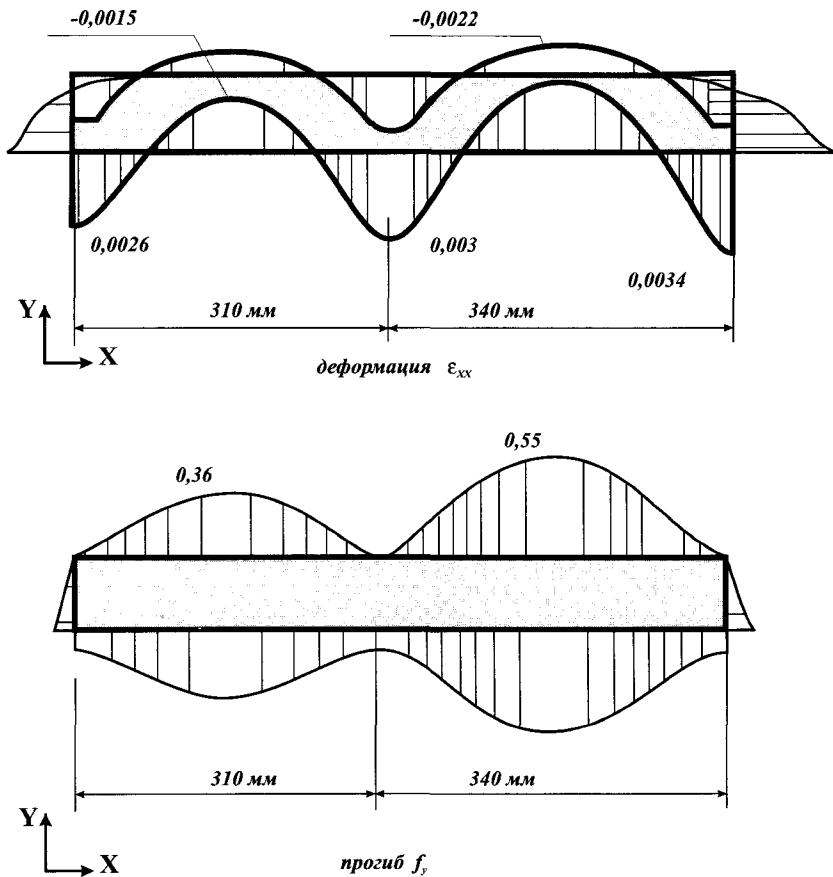


Рис. 4.9. Эпюры деформации ϵ_x и прогиба f_y в продольном сечении сляба 300×1900 мм на расстоянии от мениска 13–13,5 м

На рис. 4.10 показано изменение ширины внутренней поверхности широкой и узкой граней, подверженных воздействию ферростатического давления в зависимости от расстояния от мениска.

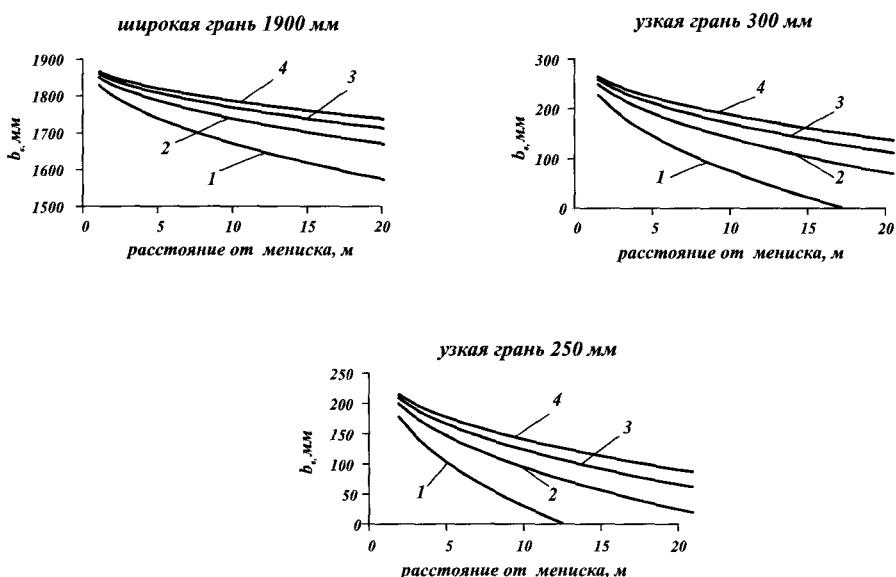


Рис. 4.10. Изменение ширины b_e внутренней поверхности граней сляба, контактирующей с жидким металлом в зависимости от расстояния от мениска и скорости литья: 1 — 0,5 м/мин; 2 — 1 м/мин; 3 — 1,5 м/мин; 4 — 2 м/мин

4.4. Влияние ширины слябовой заготовки на деформации, прогибы корки слитка и нагрузки на ролики от ферростатического давления

Значения шагов роликов для слябовых МНЛЗ обычно лежат в интервале 150—400 мм, а ширина слябовых заготовок — в интервале 500—3000 мм. На рис. 4.11, 4.12 и в табл. 4.4 показаны зависимости максимальной деформации по Мизесу и прогибов корки в шаге роликов от ширины заготовки для поперечных сечений на различном расстоянии от мениска. Во всем диапазоне ширины слябовых заготовок

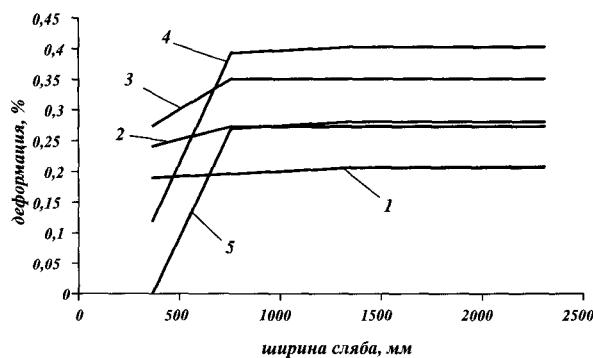


Рис. 4.11. Изменение величины ε_{\max} в зависимости от ширины слябовой заготовки на различных расстояниях от мениска: 1 — 1640 мм; 2 — 3660 мм; 3 — 8300 мм; 4 — 13260 мм; 5 — 19040 мм

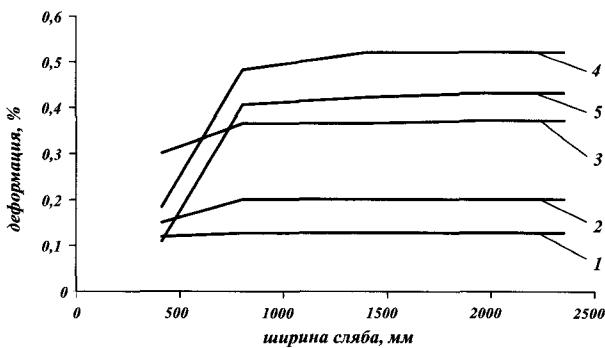


Рис. 4.12. Изменение величины ϵ_{\max} в зависимости от ширины слябовой заготовки на различных расстояниях от мениска: 1 — 1640 мм; 2 — 3660 мм; 3 — 8300 мм; 4 — 13260 мм; 5 — 19040 мм

Значения максимальной деформации по Мизесу и прогиба в шаге роликов в зависимости от ширины слитка

Расстояние от мениска, мм	Шаг, мм	Значение деформации ϵ_{\max} в зависимости от ширины слитка, %					Значение прогиба f_{\max} в зависимости от ширины слитка, мм				
		360 мм	750 мм	1350 мм	1900 мм	2300 мм	360 мм	750 мм	1350 мм	1900 мм	2300 мм
1640	180	0,189	0,195	0,205	0,205	0,205	0,118	0,126	0,127	0,127	0,127
3660	220	0,24	0,272	0,272	0,272	0,272	0,15	0,2	0,2	0,2	0,2
8300	280	0,27	0,35	0,35	0,35	0,35	0,3	0,364	0,364	0,37	0,37
13260	340	0,119	0,392	0,402	0,402	0,402	0,184	0,482	0,519	0,52	0,52
19040	340	0	0,269	0,28	0,28	0,28	0,108	0,405	0,421	0,43	0,43

эти величины неизменны, и только при уменьшении ширины до значений, превосходящих величину шага менее чем в два раза, наблюдается снижение указанных значений деформаций и прогибов, что характерно для пластин с соотношением длины и ширины менее 2 [13].

Расчетные исследования показали, что принимаемые обычно в расчетах оборудования МНЛЗ нагрузки от ферростатического давления жидкого металла на корочку слитка по формуле [1]:

$$p_{\phi} = p (b - 2\delta) \left(\frac{S_{j+1} + S_{j-1}}{2} \right), \quad (4.12)$$

где p_{ϕ} — нагрузка на ролики, Н;

p — ферростатическое давление, МПа;

b и δ — ширина слитка и толщина корки, соответственно, мм;

S_{j+1} и S_{j-1} — последующий и предыдущий шаги для ролика j , мм, являются завышенными и существенно зависят от ширины заготовки (рис. 4.13).

Корка слитка широких заготовок большую часть нагрузки от ферростатического давления передает на ролики, а с уменьшением ширины эту нагрузку все более уравновешивает сама оболочка корки.

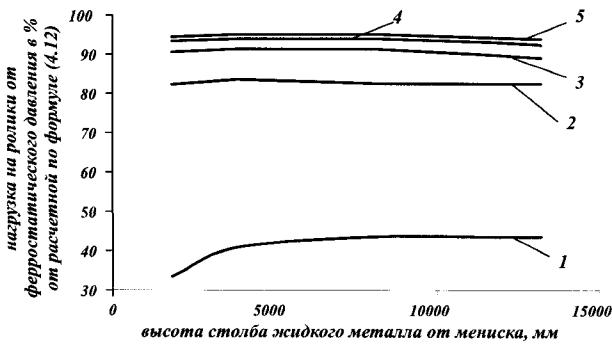


Рис. 4.13. Нагрузка на ролики от ферростатического давления в % от расчетных по формуле (4.12): 1 — 360 мм; 2 — 750 мм; 3 — 1350 мм; 4 — 1900 мм; 5 — 2300 мм

Для определения нагрузок на ролики величину p_ϕ в формуле (4.12) следует умножать на коэффициент $K_{ш}$ в соответствии с зависимостью:

$$K_{ш} = 0,97743 - \frac{76827}{b^2} - \frac{4,6258 \cdot 10^{13}}{b^2 H^3} + \frac{221730 H}{b^4} - \frac{3,5677 \cdot 10^{-7} H^2}{b} - \frac{0,016834 b}{H},$$

где H — высота от мениска, мм;

b — ширина заготовки, мм.

Такая рекомендация особенно показана для узких слябов и блюмов.

4.5. Напряженно-деформированное состояние блюмовых заготовок при разливке на слябовых МНЛЗ

В некоторых случаях создаются комбинированные МНЛЗ для разливки слябовых и блюмовых заготовок. Блюмовые заготовки разливают в этом случае по две и даже три на одну бочку, применяя кристаллизатор с перегородками [13].

На рис. 4.14 (см. цветную вкладку) и 4.15 показаны эпюры деформаций и прогибов в поперечных и продольных сечениях слябовой и блюмовых заготовок, разлитых при одинаковой скорости 1 м/мин на комбинированной МНЛЗ № 2 НТМК (рис. 4.16) — проект «Уралмаш» и блюмовой МНЛЗ № 1 НТМК (рис. 4.17) — проект «Уралмаш-ФАИ».

Максимальные значения деформаций при разливке блюмовых заготовок на слябовой МНЛЗ уменьшаются в 1,5—2 раза от соответствующих значений при разливке слябовых заготовок. По сравнению с разливкой на блюмовых МНЛЗ значения прогибов в шагах могут быть уменьшены в 5—10 раз. Данное обстоятельство обусловлено удачным для блюмовых заготовок соотношением шага и ширины менее двух. Это позволяет предполагать, что вероятность образования трещин в блюмовых заготовках ниже, чем в слябовых вследствие меньших величин и быстрого уменьшения деформаций от центра грани к концам заготовки. Авторы [13] отмечают, что на комбинированной МНЛЗ фирмы «ВНР» в г. Вайала (Южная Австралия) разливают блюмовые заготовки с высоким качеством, т. к. установка, созданная по концепции слябовых МНЛЗ, создает лучшие условия по деформациям и выпучиванию в шаге.

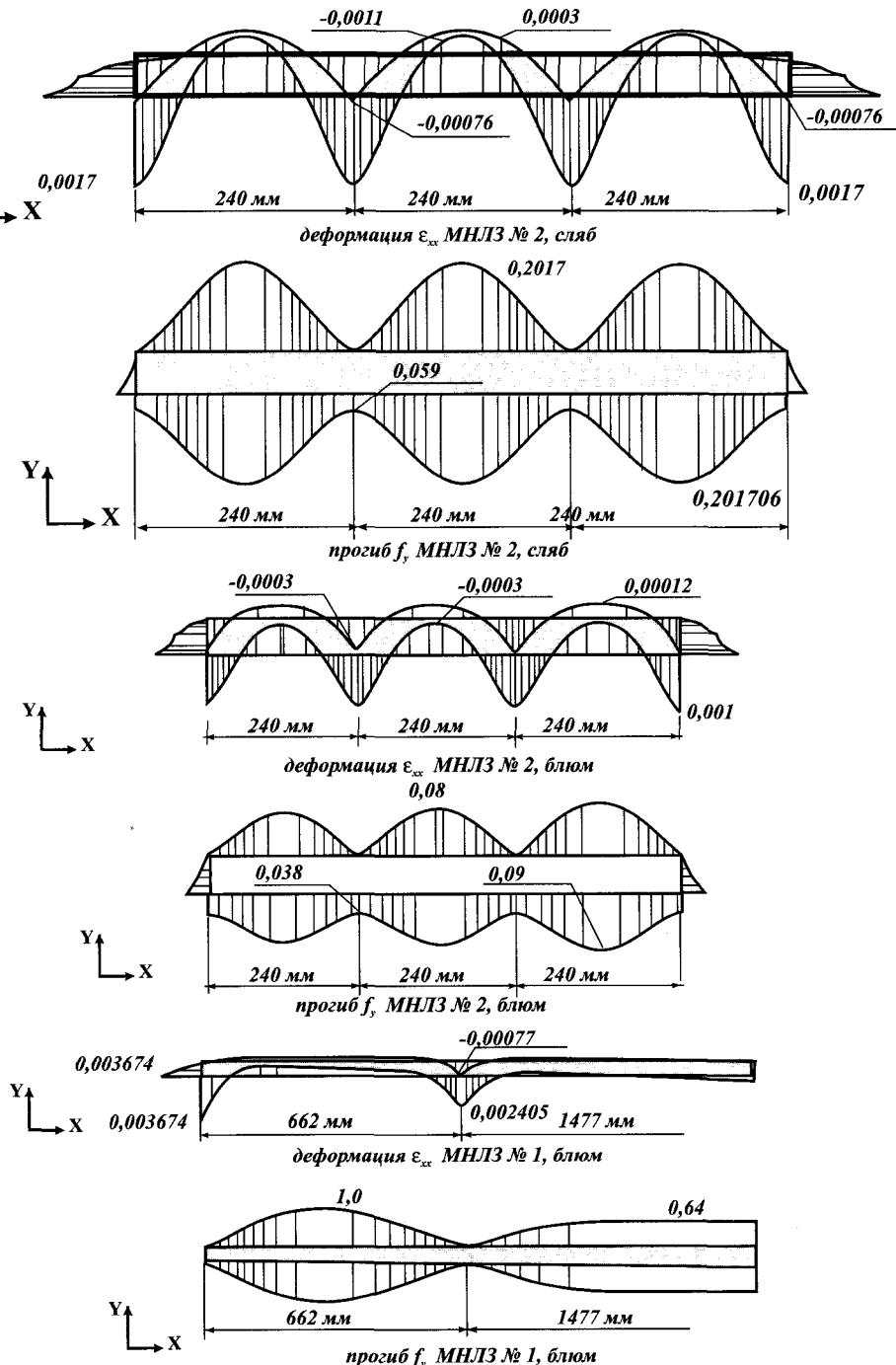


Рис. 4.15. Эпюры деформаций и прогибов в продольном сечении слябовой 240×1550 мм и блюмовой 300×360 мм заготовок по оси МНЛЗ на расстоянии от мениска 3626 мм при разливке сляба и блюма на МНЛЗ № 2 НТМК (проект «Уралмаш») и разливке блюма на МНЛЗ № 1 НТМК (проект «ФАИ-Уралмаш») со скоростью литья 1 м/мин

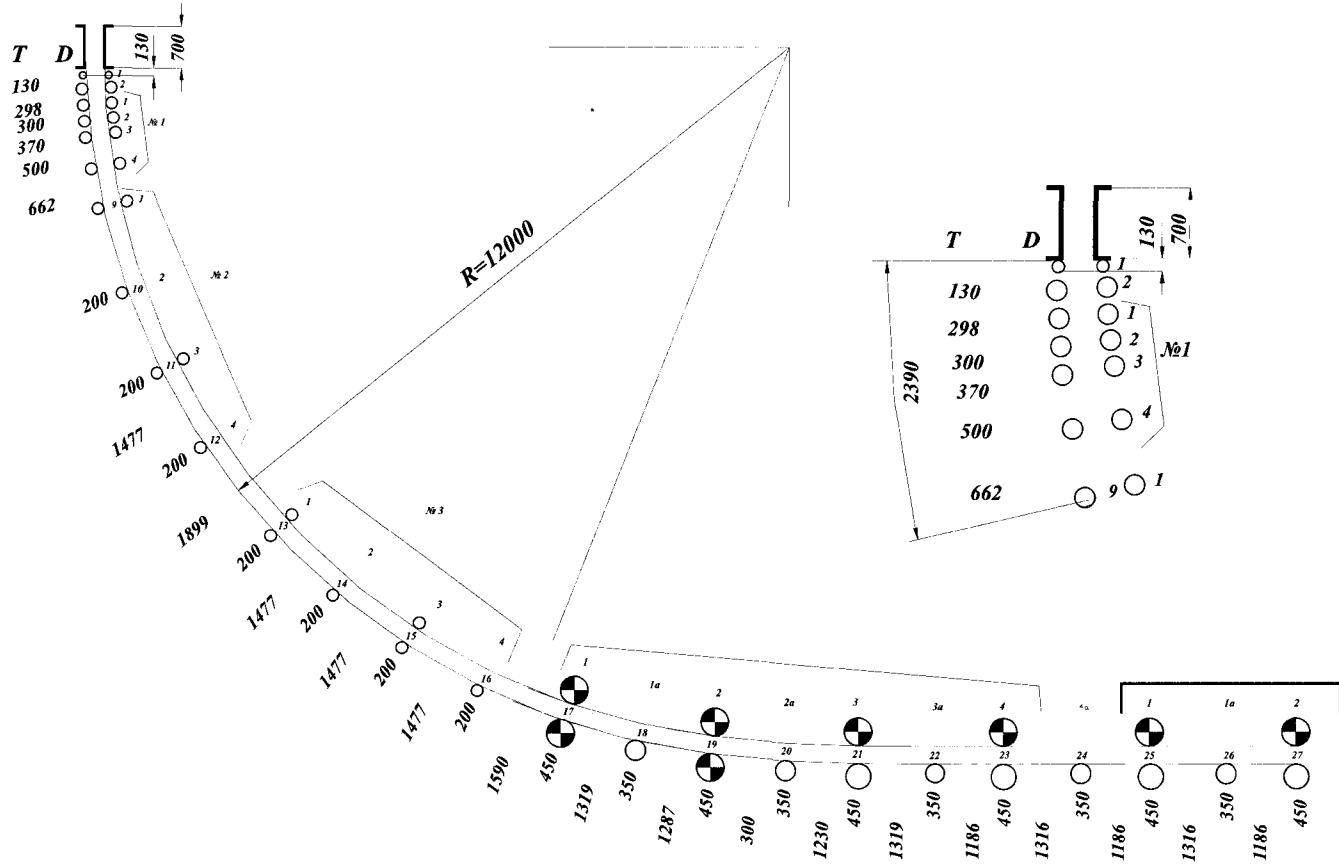


Рис. 4.16. Схема технологического канала блюмовой МНЛЗ № 1 НТМК

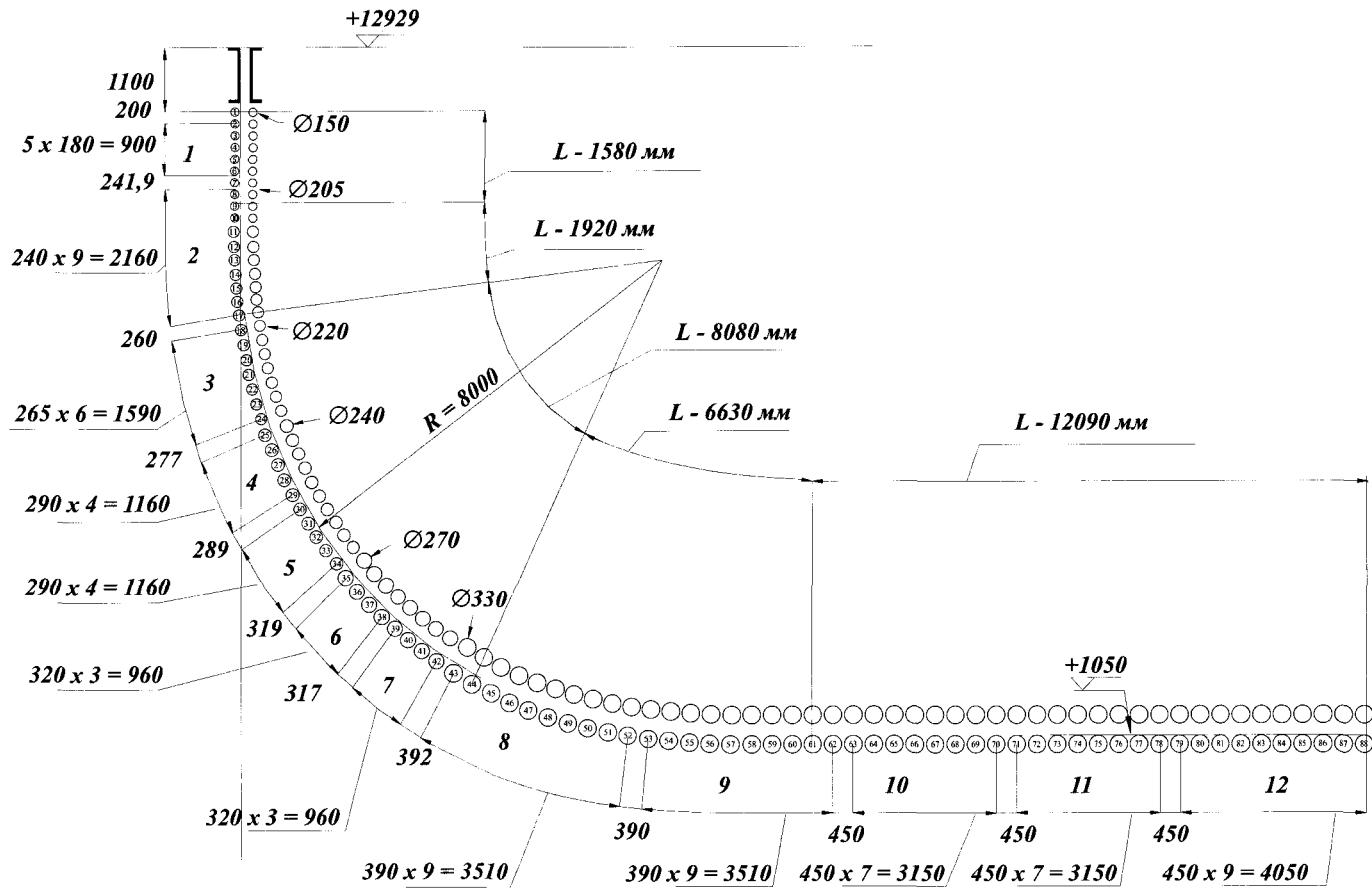


Рис. 4.17. Схема технологического канала слябовой МНЛЗ № 2 НТМК

При проектировании блюмовых МНЛЗ шаги роликов могут значительно превышать шаги для слябовых МНЛЗ, т. к. при стремлении поперечного сечения к квадрату увеличивается способность корки к самоподдержке, что можно заметить по величине передаваемой на ролики нагрузки (рис. 4.18).

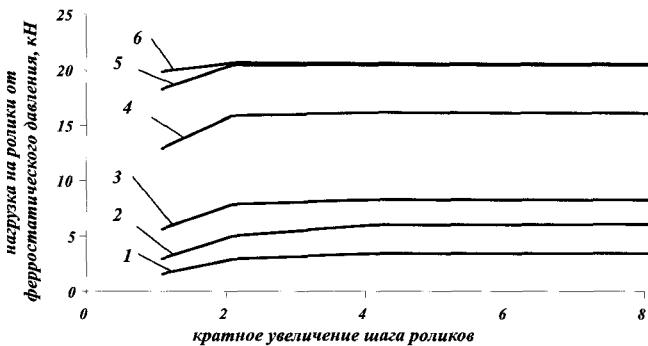


Рис. 4.18. Изменение нагрузки на ролики от ферростатического давления при литье блюмовой заготовки 300×360 мм в зависимости от шагов роликов и расстояния от мениска; расстояние от мениска (величина шага), мм: 1 — 1280 (200); 2 — 2180 (180); 3 — 3626 (240); 4 — 6668 (277); 5 — 10509 (320); 6 — 14301 (390)

Из рис. 4.18 видно, что при разливке блюмовых заготовок, благодаря высокой способности корки к самоподдержке, нагрузка на ролики при разливке блюмовых заготовок практически не зависит от величины шага.

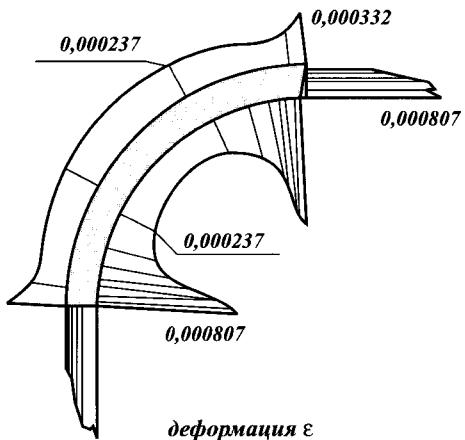
При кратном увеличении шага более двух величина нагрузки на ролики практически на любом расстоянии от мениска неизменна.

4.6. Напряженно-деформированное состояние круглой заготовки

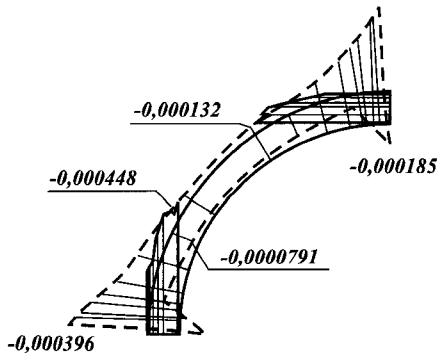
Если для слябовой и блюмовой заготовок, находящихся под воздействием ферростатического давления, доминирующим является изгиб, то для круглых заготовок большую роль играет растяжение. При этом оболочка слитка обладает по сравнению с блюмовой заготовкой еще большей способностью к самоподдержке, т. е. еще в меньшей степени, чем блюмовая, требует поддержки со стороны роликового аппарата, т. к. ферростатическое давление жидкого металла в значительной степени уравновешивается внутренними усилиями (напряжениями) в корке.

Для корректного сравнения с блюмовой заготовкой были выполнены численные расчеты НДС круглой заготовки диаметром 360 мм и блюмовой заготовки 300×360 мм, т. е. блюмовая заготовка 300×360 мм и круглая Ø360 мм были поставлены в одинаковые условия (разливку блюмовой и круглой заготовок осуществляли с одинаковой скоростью на одной МНЛЗ).

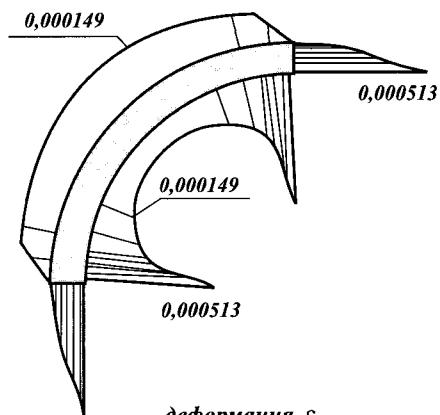
На рис. 4.19 показаны эпюры деформаций и прогибов в поперечном сечении круглой заготовки на расстоянии 1280 мм от мениска (сечение поддерживается четырьмя роликами по двум осям симметрии).



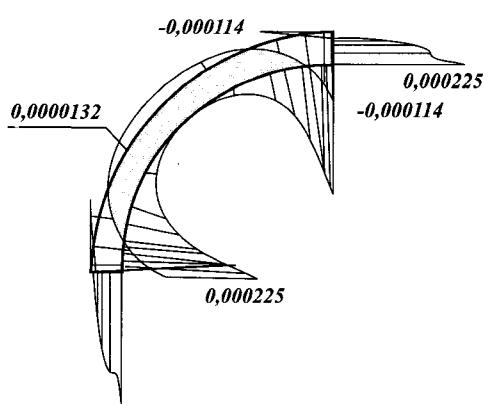
деформация ε



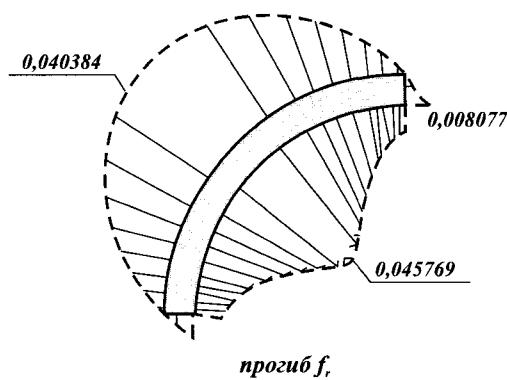
деформация ε_{xx}



деформация $\varepsilon_{\phi\phi}$



деформация ε_{xx}



прогиб f_r

Рис. 4.19. Эпюры деформаций и прогиба в поперечном сечении круглой заготовки $\varnothing 360$ мм в месте контакта с роликом на расстоянии от мениска 1280 мм

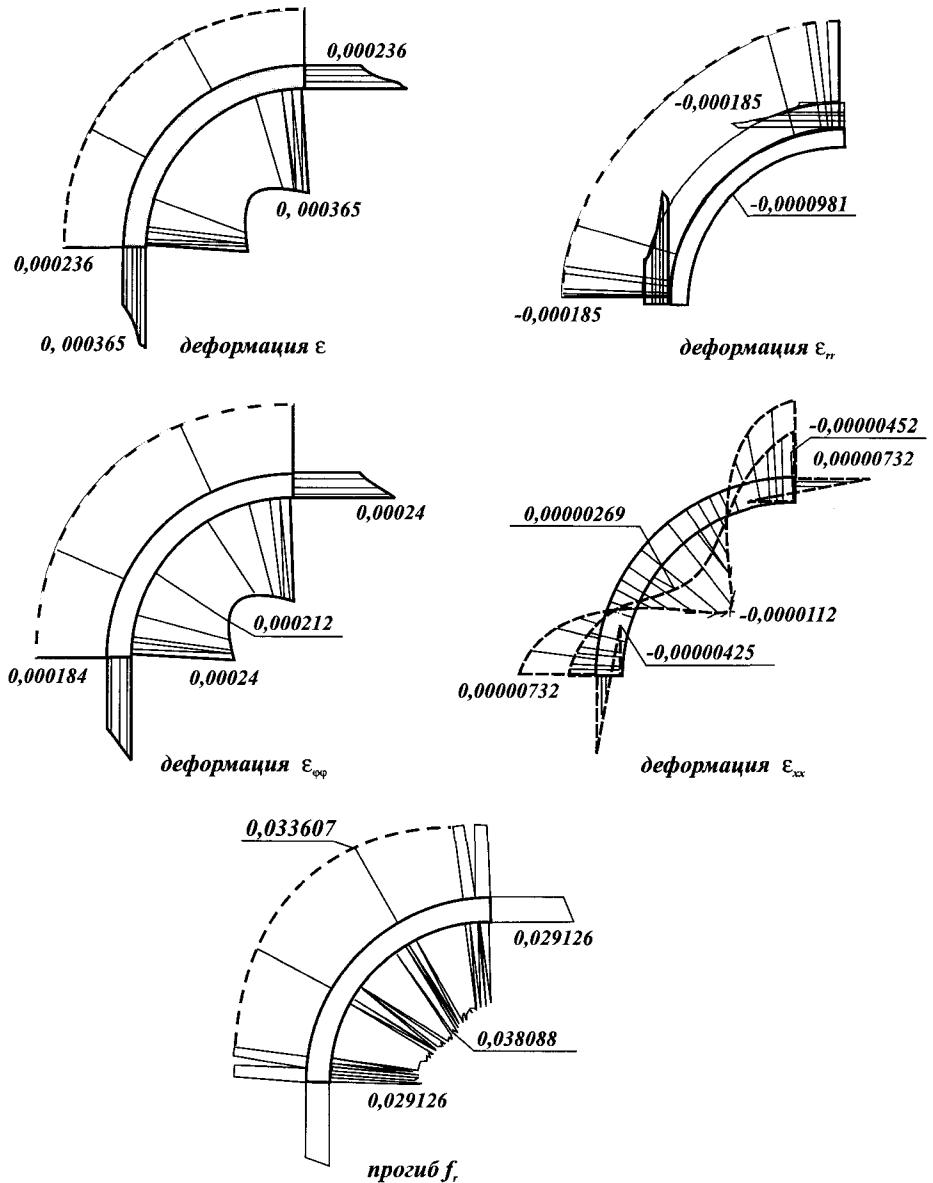


Рис. 4.20. Эпюры деформаций и прогиба f_r в поперечном сечении круглой заготовки Ø360 мм в шаге роликов на расстоянии от мениска 1280 мм

В местах контакта с роликами имеют место максимальные значения деформаций по Мизесу ϵ , которые обусловлены локализацией деформаций в направлении оси разливки ϵ_{xx} и в окружном направлении $\epsilon_{\phi\phi}$. Деформации ϵ_{rr} , $\epsilon_{\phi\phi}$ и ϵ_{xx} достигают максимальных абсолютных значений, при этом на фронте кристаллизации ϵ_{rr} — сжимающие, $\epsilon_{\phi\phi}$ и ϵ_{xx} — растягивающие. Значительная неравномерность деформаций по сечению обусловлена изменением кривизны

в окружном направлении и направлении, совпадающем с направлением разливки, связанными с изгибом оболочки корки.

Деформированное состояние в поперечном сечении, расположенному в середине шага роликов, отличается большей однородностью, в первую очередь деформаций $\epsilon_{\phi\phi}$, что во многом обусловлено растяжением. При этом $\epsilon_{\phi\phi}$ по толщине изменяется незначительно, а ее абсолютное значение на порядок превосходит значение ϵ_{xx} (рис. 4.20).

Указанные различия в НДС корки круглой и блюмовой заготовок, в первую очередь доминирующее воздействие растяжения, характерного для круглых заготовок, ведет к возрастанию способности к самоподдержке, снижению при одинаковых шагах нагрузок на ролики от ферростатического давления, прогибов и деформаций по Мизесу. Величина изгибающих деформаций в направлении разливки и ее вклад в деформацию Мизеса резко падают по сравнению с блюмовой и тем более слябовой заготовками.

Деформации в плоскости поперечного сечения $\epsilon_{\phi\phi}$ в корке круглой заготовки, обусловленные растяжением, наоборот, превалируют над аналогичными деформациями ϵ_{zz} в корке блюмовой заготовки. Циклический процесс изменения деформаций на фронте кристаллизации характеризуется знакопостоянством величин деформаций.

Нагрузки на ролики от ферростатического давления, по сравнению с аналогичными при разливке блюмовых заготовок, снижаются на порядок (рис. 4.21).

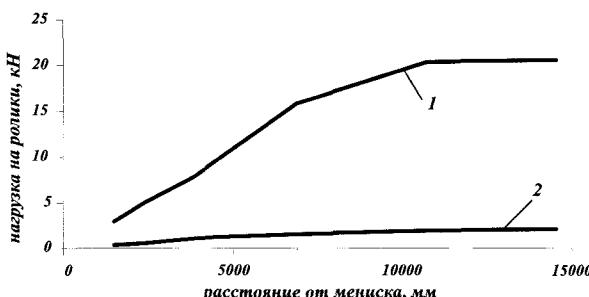


Рис. 4.21. Изменение нагрузок на ролики в зависимости от расстояния от мениска при литье блюмовой 300×360 мм и круглой $\varnothing 360$ мм заготовок со скоростью 1 м/мин:
1 — блюмовая заготовка; 2 — круглая заготовка

Аналогичные пропорции имеют место для прогибов корки блюмовых и круглых заготовок.

4.7. Влияние прогибов и растворов роликов на напряженно-деформированное состояние корки слитка

В процессе непрерывного литья периодически имеют место технологические замедления скорости литья, реже — вынужденные остановки. В этих режимах температура поверхностных слоев роликов в зоне контакта со слитком увеличивается, следствием чего является рост величины температурных прогибов (рис. 4.22). Результаты исследования темплетов свидетельствуют о снижении

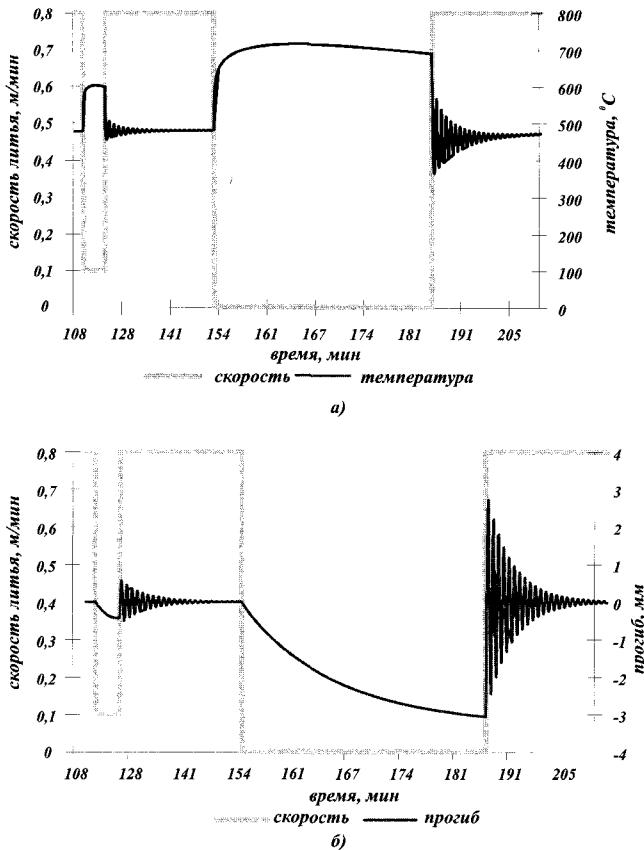


Рис. 4.22. Изменение максимальной температуры на поверхности (а), температурного прогиба (б) от скорости литья для ролика диаметром 330 мм на расстоянии 15 м от мениска

качества непрерывнолитых заготовок в этих режимах, которые выражаются в повышении балльности трещин. Другой причиной снижения качества является настройка роликов, с которой связаны колебания величин растворов роликов.

В зависимости от ширины непрерывнолитых слитков применяют двухопорные, разрезные и многоопорные ролики (рис. 4.23).

Для всех конструкций роликов характерно следующее:

- при литье с постоянной скоростью величины температурных прогибов роликов незначительны, а суммарный прогиб практически равен прогибу от ферростатического давления и направлен в противоположную от слитка сторону (рис. 4.24, 4.25);
- при временном замедлении скорости литья и остановках роль температурных прогибов усиливается, при этом ролики деформируют поверхности корки слитка, вызывая дополнительные реакции подшипниковых опор (рис. 4.26). Величина температурного прогиба существенно зависит от межопорного расстояния, и из рис. 4.25 следует, что при применении разрезных и многоопорных роликов величины температурных прогибов могут быть уменьшены в 5 и 10 раз соответственно.

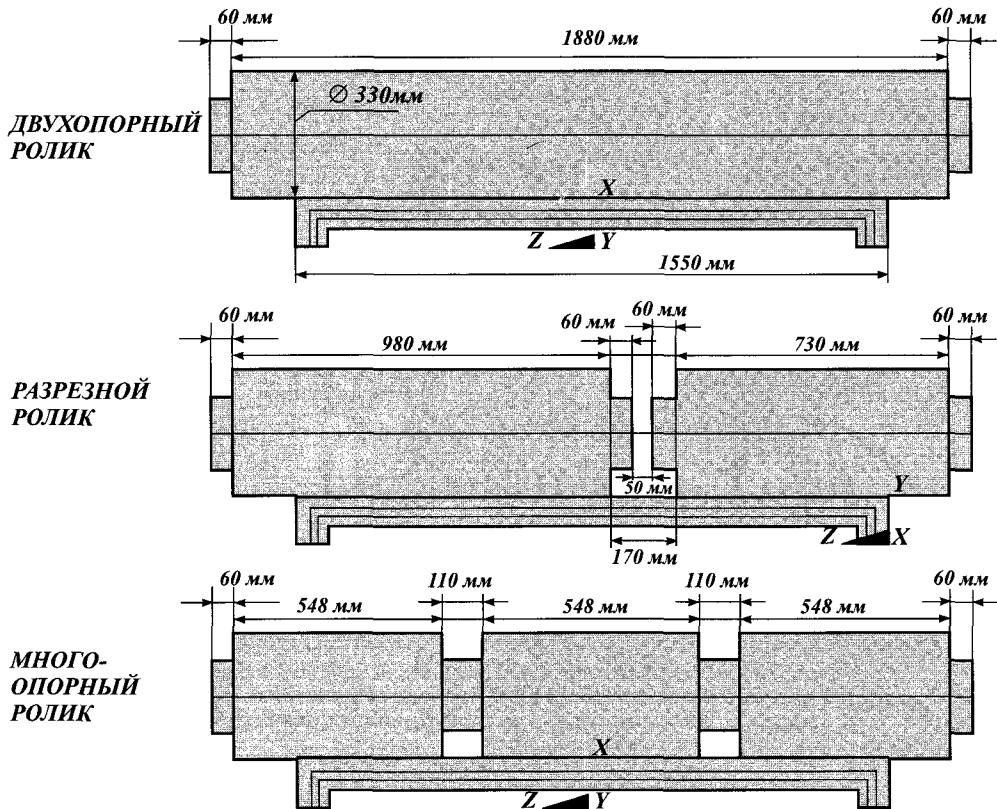
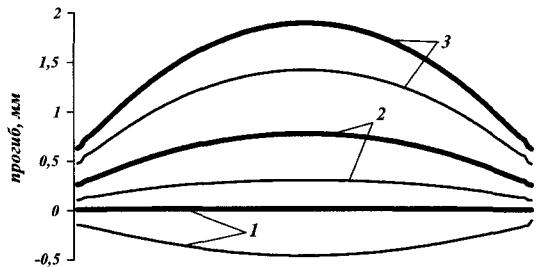


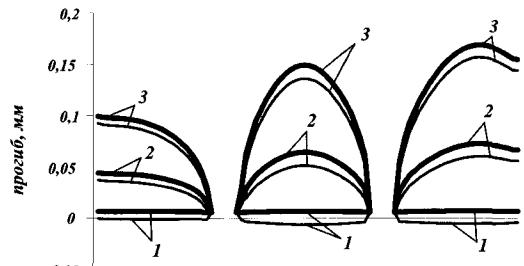
Рис. 4.23. Пример конструкции роликов, применяемых при разливке непрерывнолитых заготовок

Однако предполагаемая корреляция величин прогибов и вызываемых ими деформаций не столь очевидна. Деформации на фронте кристаллизации широкой грани практически не зависят ни от конструктивного исполнения роликов, ни от эксплуатационного режима литья (см. рис. 4.27 и 4.28 на цветной вкладке), и этот парадоксальный, на первый взгляд, факт легко объясним. Деформация в поперечном направлении пропорциональна кривизне ролика $1/R$, величина которой составляет, например, $0,0034 \text{ } 1/\text{м}$ при остановке и $0,000034 \text{ } 1/\text{м}$ при литье с постоянной скоростью. То есть эта величина при любом режиме более чем на один—три порядка ниже, чем, например, изменение кривизны на участке разгиба. Следует отметить, что прогиб ролика зависит от межпоршневого расстояния и длины бочки, а кривизна не зависит. Так, например, величины температурного прогиба двухпинового, слотного и многоопорного роликов при четырехминутной остановке составят: 1,4 мм, 0,33—0,44 мм и 0,09—0,15 мм, соответственно, при одинаковой кривизне $0,0034 \text{ } 1/\text{м}$. Поскольку деформация в поперечном направлении пропорциональна кривизне ролика, а не его температурному прогибу, можно говорить о независимости поперечной деформации от конструктивного исполнения роликов.



расстояние по ширине сляба 1550 мм

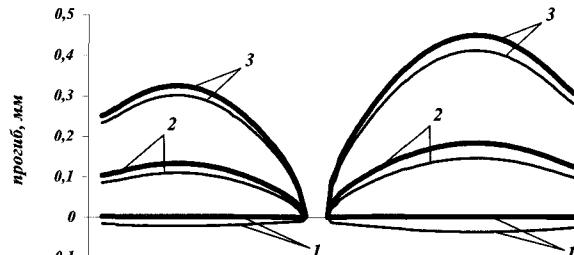
а) двухопорный ролик



расстояние по ширине сляба 1550 мм

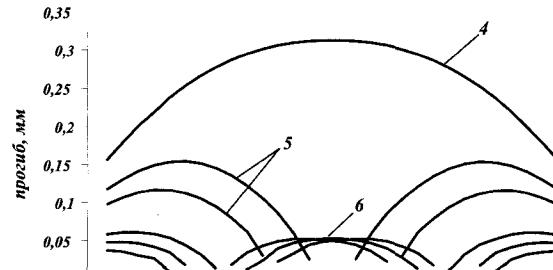
в) многоопорный ролик

— температурные — суммарные прогибы



расстояние по ширине сляба 1550 мм

б) разрезной ролик



расстояние по ширине сляба 1550 мм

г) суммарный прогиб (замедление)

Рис. 4.24. Суммарные и температурные прогибы двухопорных, разрезных,

многоопорных роликов в различных эксплуатационных режимах:

1 — литье с постоянной скоростью; 2 — замедление; 3 — четырехминутная остановка;
4 — двухпорный; 5 — разрезной; 6 — многоопорный ролик

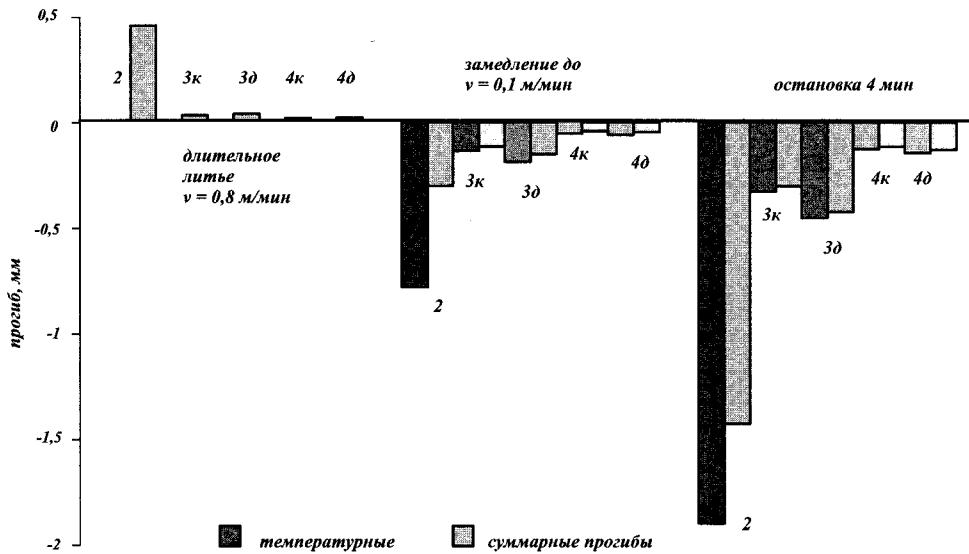


Рис. 4.25. Гистограмма свободных температурных и суммарных прогибов роликов в различных эксплуатационных режимах: 2 — двухопорный ролик; 3 — разрезной ролик; 4 — многоопорный ролик; обозначения κ и δ соответствуют короткой и длинной частям разрезного и многоопорного роликов

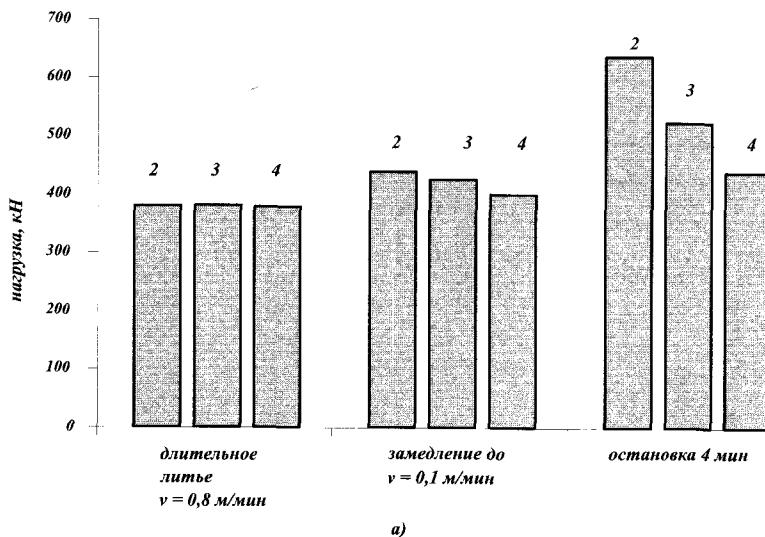
Исключение составляют деформации в углах на стыках широкой и узкой граней (см. рис. 4.27 и 4.28 на цветной вкладке). На рис. 4.29 (см. цветную вкладку) схематически показано формоизменение профиля корки слитка в середине шага роликов и под воздействием температурного прогиба ролика. Любое отклонение от первоначальной формы угла ведет к росту деформаций в углах и трещинообразованию. Следует отметить, что применение двухопорных роликов приводит к самым большим деформациям в углах по сравнению с разрезными и многоопорными. Деформации в углах при применении разрезных и многоопорных роликов отличаются незначительно.

Рассмотрим вопрос влияния конструктивного исполнения и температурных прогибов роликов при разливке слитков различной ширины. Несмотря на большие величины прогибов роликов при литье слитков, например, шириной 3000 мм, наблюдаются аналогичные тенденции: деформации практически не зависят от конструктивного исполнения роликов и не отличаются от величин деформаций при литье слябов шириной 1550 мм (рис. 4.30).

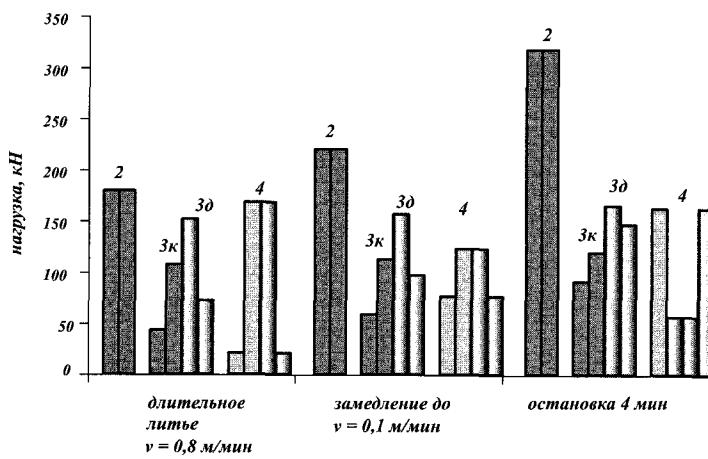
Максимальное влияние на величину деформаций по Мизесу вызывают деформации в направлении разливки ϵ_{xx} и в направлении нормали к поверхности слитка ϵ_{yy} , а в углах — сдвиговые деформации — γ_{yz} (рис. 4.31 на цветной вкладке).

Нагрузки на ролики зависят от конструктивного исполнения и пропорциональны величинам прогибов (см. рис. 4.25, 4.26).

Деформации в продольном направлении разливки существенно зависят от изменения кривизны в этом направлении и определяются в первую очередь такими параметрами, как толщина корки, ее температура, величина ферроста-



a)



б)

Рис. 4.26. Гистограммы суммарных нагрузок на ролики (а) и нагрузок на роликовые опоры (б) в различных эксплуатационных режимах: 2 — двухопорный ролик; 3 — разрезной ролик; 4 — многоопорный ролик; обозначения κ и ∂ соответствуют короткой и длинной частям разрезного ролика

тического давления и шаг роликов. Разница прогиба корки под роликом и прогиба в середине шага может влиять на изменение кривизны в продольном направлении, однако эта разница для всех режимов и конструкций неизменна (рис. 4.28 на цветной вкладке).

Однако, несмотря на меньший уровень нагрузок на многоопорный ролик, о его выигрыше над разрезным в распределении нагрузок на роликовые опоры говорить преждевременно из-за их большей неравномерности (см. рис. 4.26, б), правильнее говорить об одинаковости нагрузок на роликовые опоры разрезной и многоопорной конструкций. При разливке широких слябов главное влияние на нагрузки оказывает большее ферростатическое давление (рис. 4.32).

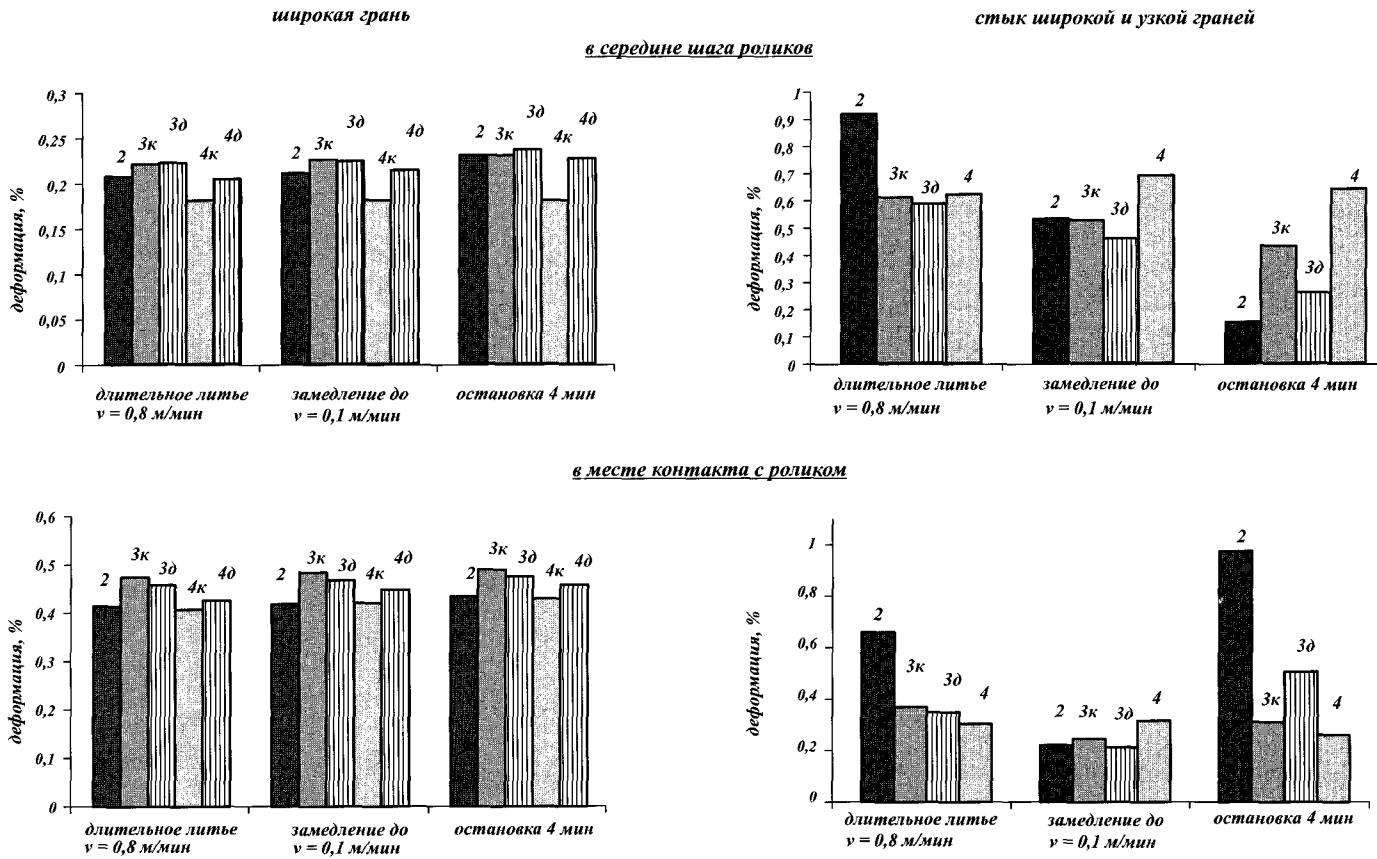


Рис. 4.27. Гистограммы значений деформаций в поперечных сечениях широкой грани и угла слаба 250x1550 мм в середине шага роликов и в месте контакта с роликом в зависимости от конструктивного исполнения роликов: 2 — двухпорный ролик; 3 — разрезной ролик; 4 — многоопорный ролик; обозначения **к** и **д** соответствуют короткой и длинной частям разрезного и многоопорного роликов

в поперечном сечении под роликами

в поперечном сечении между роликами

длительное литье ($v = 0,8 \text{ м/мин}$)

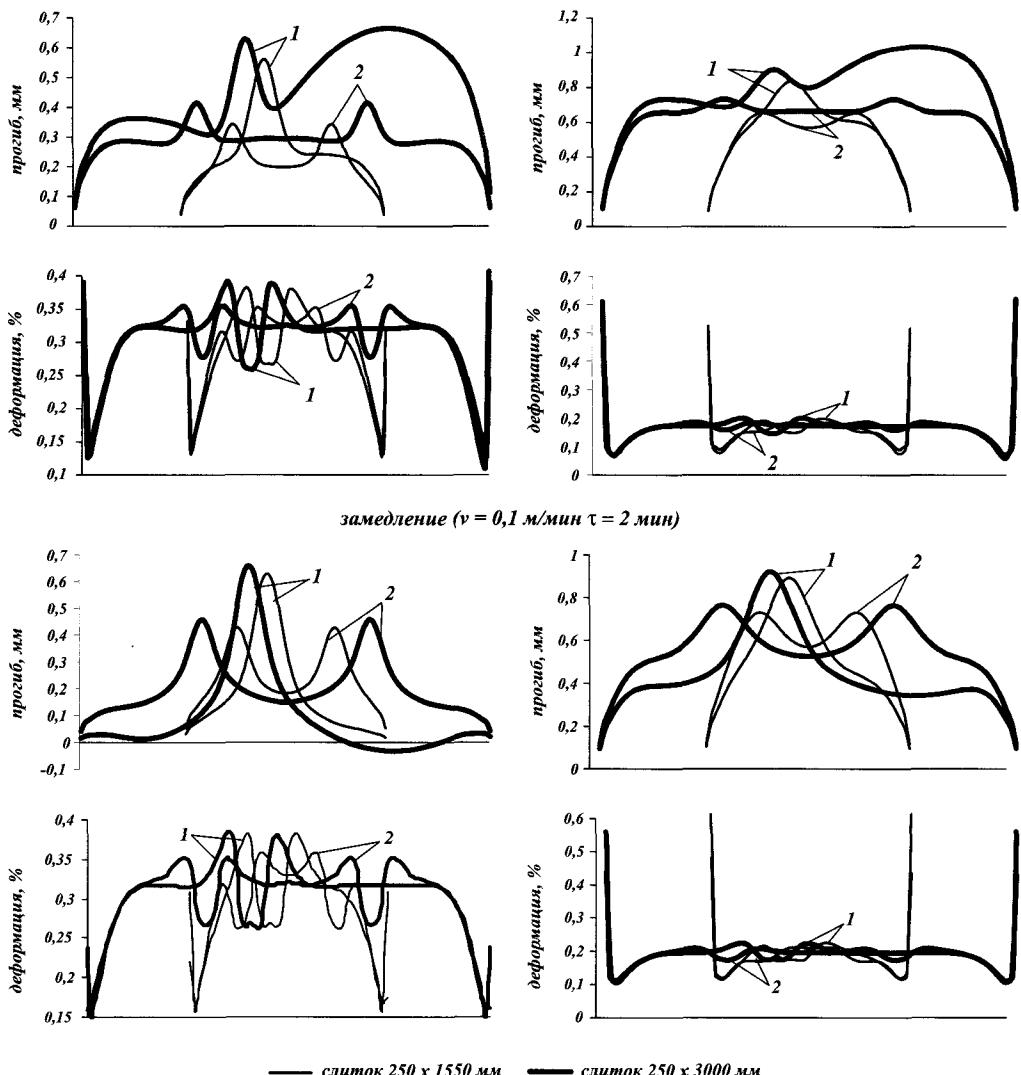
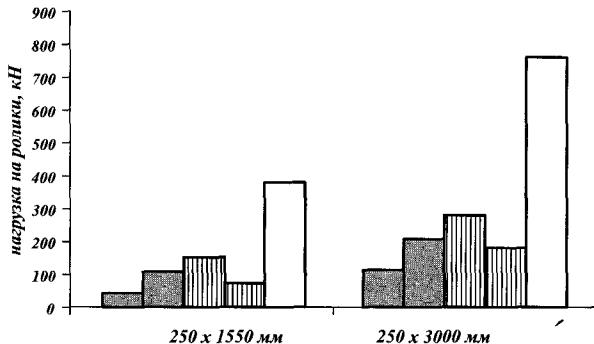


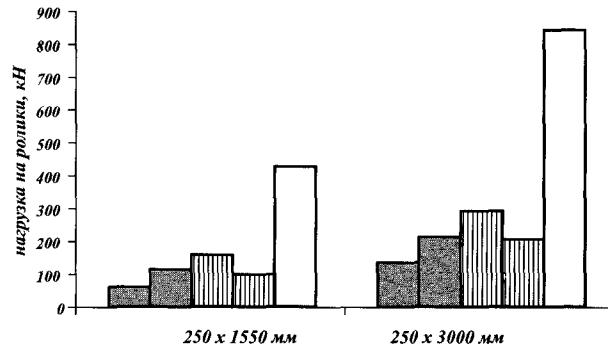
Рис. 4.30. Изменение величины прогибов корки и деформаций на фронте кристаллизации при разливке слабов $250 \times 1550 \text{ мм}$ и $250 \times 3000 \text{ мм}$ в различных эксплуатационных режимах:
1 — разрезной ролик; 2 — многоопорный ролик
(расстояние от мениска 14,3 м, температура наружной поверхности 1156°C ,
толщина корки 84 мм)

Таким образом, сами по себе температурные прогибы роликов не приводят к росту деформаций на фронте кристаллизации за исключением углов — стыка широкой и узкой граней заготовки, однако факт роста балльности в переходных режимах имеет место и требует объяснения.

литъе с постоянной скоростью

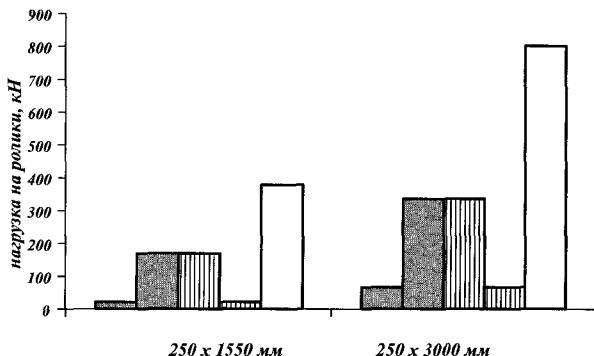


замедление

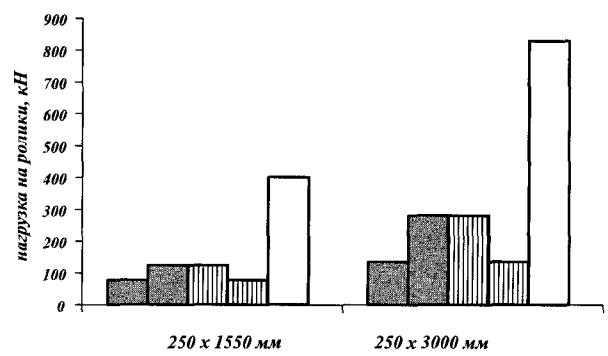


a) разрезной ролик

105



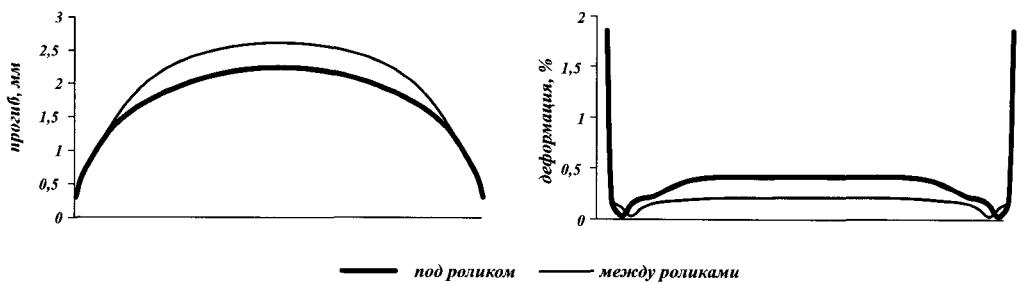
б) многоопорный ролик



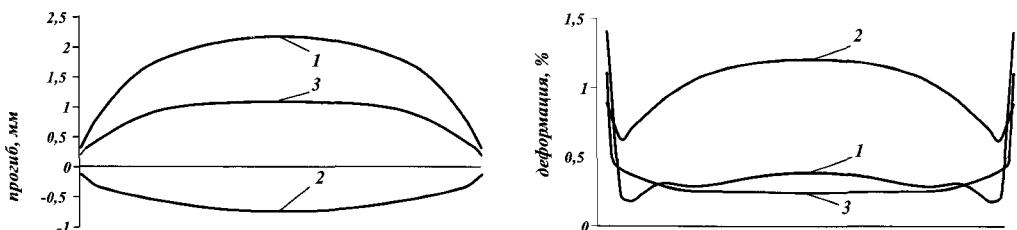
■ ■ ■ *нагрузка на опоры роликов* □ *суммарная нагрузка на ролики*

Рис. 4.32. Нагружение разрезного (*a*) и многоопорного (*б*) роликов при разливке слябов шириной 1550 мм и 3000 мм

Рассмотрим влияние на деформации на фронте кристаллизации колебаний растворов роликов. Под одним из роликов секции задавали уменьшение раствора (обжатие) или увеличение раствора в диапазоне 0,5—2 мм. Рассматривали два эксплуатационных режима: длительное литье со скоростью 0,8 м/мин и вынужденная остановка продолжительностью 4 мин. При увеличении раствора роликов максимальная деформация имеет место на фронте кристаллизации в сечении под роликами с номинальными растворами (рис. 4.33 на цветной вкладке) и растет с увеличением раствора. Деформация на фронте кристаллизации в сечении, где установлены ролики с увеличенным раствором, наоборот, уменьшается. Уровень деформации на фронте в середине шага остается без изменения. При уменьшении раствора максимальные деформации на фронте кристаллизации имеют место в сечении, где установлены ролики с минимальным раствором. Уменьшение и увеличение раствора роликов одинаково неблагоприятно влияет на величины максимальных деформаций на фронте кристаллизации. Для объяснения этого явления рассмотрим модельный пример: нагретая до $T = 1316^{\circ}\text{C}$ балка толщиной 84 мм лежит на опорах, расположенных с шагом 390 мм, и нагружена распределенной нагрузкой интенсивностью 0,765 МПа (рис. 4.34, *a* на цветной вкладке). Вначале поднимем одну из опор, т. е. увеличим раствор в одном из шагов, при этом под ближайшими неподнятыми опорами деформация увеличивается с 0,34 до 1,45%, а прогиб — с 0,95 мм до 8,4 мм (см. рис. 4.34, *б* и *ж*). При постепенном уменьшении раствора (возвращаем опору на место), как это показано на рис. 4.34, *в* и 4.34, *г*, величина деформации под ближайшей опорой с номинальным раствором уменьшается, но до тех пор, пока величина раствора не станет равной номинальному. Если уменьшать раствор, как показано на рис. 4.34, *д* и 4.34, *е*, то получим аналогичный рост деформаций, но уже под опорами с уменьшенным раствором. Таким образом, явление роста деформаций при локальном изменении раствора роликов может быть объяснено с позиций увеличения шага роликов (см. рис. 4.34, *б*) или, точнее псевдоувеличения шага роликов (см. рис. 4.34, *в*, *г*, *д*, *е*), т. к. в действительности шаг не увеличивается, но эффект таков же, как если бы шаг увеличился вдвое, а затем стали возвращать удаленную опору в первоначальное положение. Этот пример наглядно показывает пагубность любого локального отклонения величин раствора от номинального независимо от причин, его вызывающего. Такими причинами могут быть: неточность настройки роликов, разрушение подшипников, перепады в жесткостях траверс различных конструкций, остаточные прогибы роликов, температурные прогибы роликов на стыках смены их диаметров. Температурные прогибы роликов одного диаметра даже после переходных режимов образуют поверхность с колеблющимися величинами растворов, имеющих синхронный характер, т. е. все ролики одного диаметра одновременно выгнуты в одну сторону. Это не отражается на деформации на фронте кристаллизации, но ведет к росту деформаций в углах (рис. 4.35, *а*). Значительно опаснее асинхронные прогибы роликов на стыке роликовых секций с роликами различных диаметров (см. рис. 4.35, *б*). Если в смежных парах роликов одна пара повернута друг к другу «горбами», а вторая «впадинами», образованными температурными прогибами роликов, деформация на фронте кристаллизации способна увеличиться в 2—2,5 раза и достичь значений,



а) синхронные прогибы двухопорных роликов



б) асинхронные прогибы двухопорных роликов

Рис. 4.35. Изменение прогиба и деформации на фронте кристаллизации широкой грани слитка 250×1550 мм при синхронных (а) и асинхронных (б) прогибах двухопорных роликов при длительном литье ($v = 0,8$ м/мин): 1 — ролик прогнулся вверх; 2 — ролик прогнулся вниз*; 3 — между роликами
(расстояние от мениска 14,3 м, температура наружной поверхности 1155°C , толщина корки 84 мм)

превосходящих уровень допустимых. Происходит явление, которое в эксплуатации называют «жеванием» корки слитка.

Таким образом установлено, что не сами температурные прогибы роликов, а локальные колебания растворов, в том числе и из-за прогибов роликов ведут к увеличению деформаций на фронте кристаллизации. Опасными представляются остаточные температурные прогибы роликов, которые обеспечивают в этом месте постоянные колебания раствора, а также места смены диаметров роликов, особенно если при этом изменяется и жесткость роликовых блоков. Следует отметить, что к выводам об одинаковом неблагоприятном влиянии на величину деформации уменьшения и увеличения растворов роликов пришли также авторы [10].

Рассмотрим два ролика, расположенные в смежных роликовых блоках с роликами $\varnothing 270$ мм и 330 мм в нижней части МНЛЗ ≈ 15 м от мениска. В центральной части сечения ролика изотермы имеют вид концентрических окружностей, т. е. имеется осесимметричное ядро, а вблизи поверхности контакта со слитком имеет место значительное искривление изотерм. Однако неосесимметричная составляющая температурного поля ролика мала (рис. 4.36, а, в), что определяет незначительную величину температурных прогибов роликов, которые при длительном литье одинаково направлены к центру заготовки и незначительно уменьшают раствор роликов в обеих рассматриваемых парах роликов $\varnothing 270$ мм и 330 мм. Замедление скорости литья ведет к росту темпе-

* Примечание. Здесь и далее вниз — в направлении к оси слитка, вверх — от оси слитка.

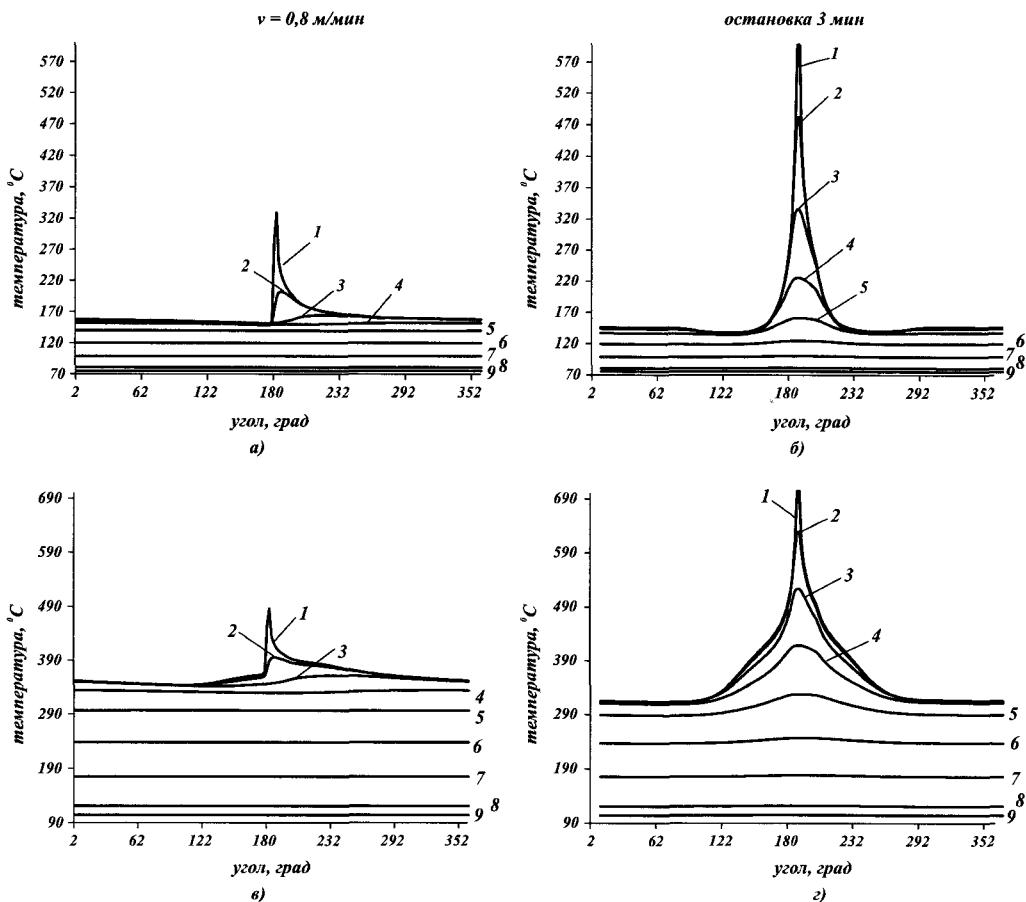
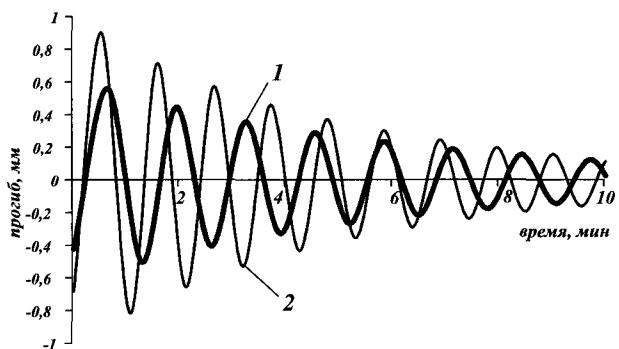


Рис. 4.36. Распределение температур в поперечном сечении ролика $\varnothing 330$ мм в ЗВО (а, б) и вне ЗВО (в, г) в различных эксплуатационных режимах: 1 — $r = 165$ мм; 2 — $r = 162,5$ мм; 3 — $r = 154,1$ мм; 4 — $r = 134,5$ мм; 5 — $r = 103,8$ мм; 6 — $r = 67,4$ мм; 7 — $r = 42,3$ мм; 8 — $r = 28,3$ мм; 9 — $r = 25$ мм

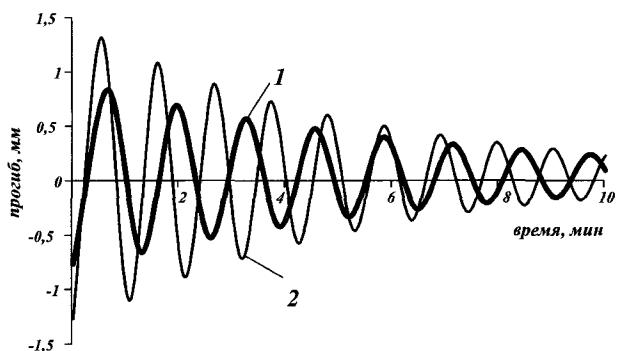
туры в зоне контакта и неосесимметричной составляющей температурного поля роликов (см. рис. 4.36, б, г).

Следствием этого является рост температурных прогибов роликов (см. рис. 4.22). Это ведет к дополнительному уменьшению раствора роликов (особенно значительным оно может быть при остановках процесса литья). После разгона некоторое время ролики врачаются в режиме знакопеременных циклических затухающих колебаний величин прогибов, во время которых появляется асинхронность, т. е. несовпадение периодов (рис. 4.37).

Результатом этого является знакопеременное изменение растворов в двух парах роликов $\varnothing 270$ мм и 330 мм, крайних на стыках роликовых блоков. Соседние с ними ролики такого же диаметра тоже совершают аналогичные колебания, совпадающие по фазе с рассматриваемыми роликами, что, как было установлено ранее, не вызывает проблем с деформациями. По этой причине увеличение деформаций имеет место на стыке указанных блоков под роликом $\varnothing 330$ мм.



a)



б)

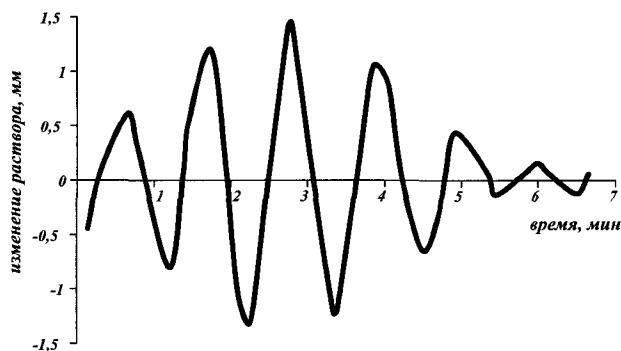
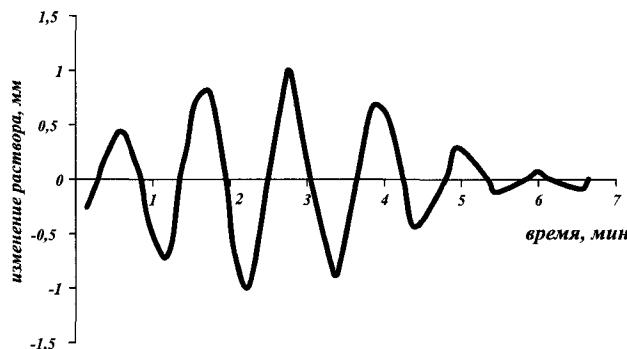


Рис. 4.37. Изменения температурных прогибов и растворов роликов на стыке блоков с роликами $\varnothing 270$ и 330 мм после замедления (а) и после четырехминутной остановки (б): 1 — ролик $\varnothing 330$ мм; 2 — ролик $\varnothing 270$ мм

в ситуациях, когда раствор роликов Ø330 мм меньше, чем раствор смежной пары роликов Ø270 мм (см. рис. 4.38 на цветной вкладке). В тех ситуациях, когда раствор роликов Ø270 мм меньше (прогиб ролика Ø270 мм направлен вниз), деформации под этим роликом увеличиваются. Фактором, снижающим этот эффект, является меньший шаг роликов Ø270 мм, составляющий 323 мм против переходного шага 356 мм между роликами Ø270 мм и 330 мм. Таким образом, проведенное моделирование показало, что главной причиной увеличения деформаций на фронте кристаллизации являются локальные колебания величин растворов, вызываемые различными причинами. Наиболее распространенной причиной, обусловленной технологией непрерывного литья, являются периодические замедления скорости литья из-за перековшовок, замен сталеразливочных стаканов и др., в результате чего имеет место асинхронность температурных прогибов, приводящая на стыках роликовых блоков с разными диаметрами роликов к повышению величин деформации. Мерами борьбы с этим явлением являются применение разрезных и многоопорных роликов, сокращение времени замедлений и остановок и увеличение времени разгона.

4.8. Корреляция результатов расчетов по упругой и упруго-пластической моделям

Как было отмечено выше, одномерная модель, описанная авторами [1], не позволяет дать полный анализ напряженно-деформированного состояния непрерывнолитых заготовок. В частности, она не дает ответ на вопрос о деформациях в углах слябовой заготовки и непригодна для характеристики НДС блюмовых заготовок и заготовок круглого сечения. Однако с использованием этой модели были выполнены расчеты шагов и спроектированы более 50-ти МНЛЗ конструкции «Уралмаш».

Определим границы применимости формул (4.1) и (4.2) для расчета деформации выпучивания на фронте кристаллизации и величины прогиба корки слитка в середине шага роликов. Главными допущениями одномерной упругой модели явились идентификация участка корки слитка, равного шагу роликов, с бруском единичной ширины и представление о связи деформаций и напряжений по закону Гука. Следует отметить при этом, что модуль упругости в этом законе соответствует релаксационному и определяется по формуле (4.11), учет влияния температуры, неизменной по толщине корки, осуществляется с помощью коэффициента K_T , а положение нейтральной оси относительно фронта кристаллизации определяется коэффициентом δ_1/δ . [1]

Следует отметить, что если участок корки широкой грани непрерывнолитой заготовки, заключенный между двумя смежными роликами и узкими гранями, идентифицировать с защемленной по четырем краям пластины, то наибольший прогиб f_y имеет место в центре и определяется по формуле:

$$f_y = \frac{\alpha p a^4}{E h^3}, \quad (4.13)$$

где α — коэффициент, зависящий от отношения b/a ,
 E — модуль упругости,
 a , b и h — ширина, длина и толщина пластины, соответственно [14].

Наибольший изгибающий момент M_x и, следовательно, наибольшее напряжение σ_{xx} и деформация ϵ_{xx} возникают в защемлениях больших сторон пластины:

$$\sigma = 6 \frac{M_x}{h^2} = 6 \frac{\beta p a^2}{h^2}, \quad (4.14)$$

$$\epsilon = 6 \frac{\beta p a^2}{h^2 E}. \quad (4.15)$$

Коэффициенты α и β для некоторых значений b/a при коэффициенте Пуассона $\mu = 0,3$ приведены в табл. 4.5.

Таблица 4.5
Значение коэффициентов α и β

b/a	1	1,25	1,5	1,75	2	∞
α	0,0138	0,0199	0,024	0,0264	0,0277	0,0284
β	0,0513	0,0665	0,0757	0,0817	0,0829	0,0838

Подставляя из табл. 4.5 значение $\beta = 0,0838$, получим $\epsilon = 0,5 \frac{ps^2}{E\delta^2}$, что совпадает с известным решением для балок [14]. Таким образом, представление о брусе единичной ширины, вырезанном в направлении разливки из корки широкой грани при отношении ширины заготовки к шагу более двух, дает результаты, не отличающиеся от решения для пластины. Остается открытym только вопрос, насколько корректно учтена переменная от температуры жесткость коэффициентом K_t . Для выяснения этого обстоятельства по модели Прандтля-Райса выполнили расчеты НДС корки сляба, разлитого на МНЛЗ с базовым радиусом 10 м при скорости 1,4 м/мин, при этом учитывали зависимость модуля упругости и предела текучести от реального распределения температуры по толщине корки слитка. Результаты численных расчетов деформаций на фронте кристаллизации приведены на рис. 4.39, из которого видно, что одномерная упругая модель дает достаточно корректные представления о величинах деформаций на фронте кристаллизации для слитков, ширина которых хотя бы в два раза превышает величину шагов роликов, в противном случае

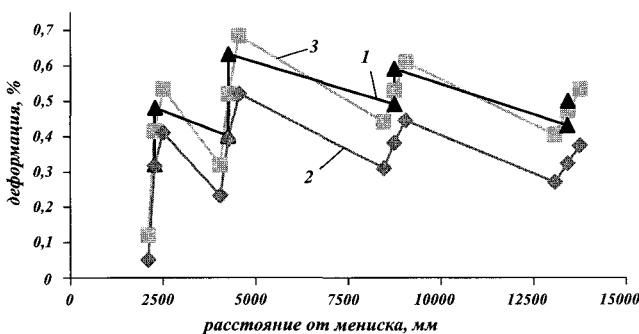


Рис. 4.39. Деформации ϵ_{xx} и ϵ (по Мизесу) на фронте кристаллизации широкой грани слитка 300×1900 мм: 1 — значения ϵ_{xx} , методика [1]; 2 — значения ϵ_{xx} , ANSYS; 3 — значения ϵ , ANSYS

необходимо ввести коэффициенты формы α и β в формулы (4.1) и (4.2) и выполнить следующие преобразования.

Если в формулах (4.13) и (4.14) положим $a = s$, $h = \delta$, $E = E_\Pi$ и приравняем выражения (4.1) и (4.13), (4.2) и (4.14) с введением коэффициентов K_y и K_e , которые позволяют учесть изменение жёсткости по толщине корки от температуры, как это сделано в формулах (4.1) и (4.13), то получим следующие равенства:

$$\frac{K_T}{288} \left(\frac{\delta_1}{\delta} \right) \frac{ps^4}{E_\Pi \delta^3} = K_y \frac{\alpha ps^4}{E_\Pi \delta^3}, \quad (4.16)$$

$$\frac{K_T}{12} \left(\frac{\delta_1}{\delta} \right) \frac{ps^4}{E_\Pi \delta^2} = 6K_e \frac{\beta ps^2}{E_\Pi \delta^2}. \quad (4.17)$$

Отсюда

$$K_y = \frac{K_T}{288\alpha} \left(\frac{\delta_1}{\delta} \right), \quad (4.18)$$

$$K_e = \frac{K_T}{72\beta} \left(\frac{\delta_1}{\delta} \right). \quad (4.19)$$

Таким образом, для непрерывнолитых слитков, ширина которых менее чем в два раза превышает величину шага, для расчета деформаций на фронте кристаллизации и величины прогиба в шаге роликов могут быть рекомендованы формулы:

$$f_y = \frac{K_y \alpha ps^4}{E_\Pi \delta^3}, \quad (4.20)$$

$$\epsilon = \frac{6K_e \beta ps^2}{E_\Pi \delta^2}. \quad (4.21)$$

4.9. Реологическая модель напряженно-деформированного состояния корки непрерывнолитых заготовок

Несмотря на то, что в модели Прандтля-Райса используются значения релаксационного модуля упругости и предела текучести, зависящего от температуры и скорости деформации, которые неявно отражают реологическое поведение материала заготовки, существует ряд задач, требующих решения в реологической постановке. К таким задачам относятся расчеты для процессов, существенно зависящих от фактора времени:

- расчёт накопленного прогиба узкой грани слябовой заготовки;
- определение выпучивания и деформаций корки на блюмовых и сортовых МНЛЗ, для которых величина шагов роликов может в 3—6 раз превышать соответствующие значения для слябовых МНЛЗ;
- выпучивание корки в шагах слябовых МНЛЗ при остановке.

Интерес представляет также вопрос корреляции результатов деформаций по модели Прандтля-Райса и реологической модели для слябовых МНЛЗ.

В данном разделе рассмотрено построение и приложение математических моделей, основанных на предположении о реологическом поведении материала, что позволяет учесть фактор скорости вытягивания и рассчитать накопление деформации с течением времени.

4.9.1. Сравнение некоторых формул для описания высокотемпературной ползучести стали с экспериментальными данными

В этом разделе анализируется точность соответствия экспериментальным данным [12, 15, 16] для различных моделей ползучести, описывающих реологическое поведение материала непрерывнолитого слитка, разработанных фирмами «Уралмаш», «Хитачи» (Япония) [18] и МВТУ им. Баумана [19].

В фирме «Уралмаш» была предложена формула, выражающая зависимость напряжения $\sigma \left(\frac{H}{\text{мм}^2} \right)$ от скорости деформаций $\dot{\epsilon}(\text{s}^{-1})$ и температуры $T (\text{°C})$ с учетом величины накопленной деформации ϵ (относительные единицы) и содержания углерода $C (\%)$:

$$\sigma_1 = 21905\dot{\epsilon}^{0,2} \cdot \exp[-0,004(T + 273)\phi(\epsilon)\psi(C)], \quad (4.22)$$

$$\text{где } \phi(\epsilon) = \left(\frac{\epsilon}{0,05} \right)^{0,15};$$

$$\psi(C) = \left(\frac{C}{0,2} \right)^{-0,1}.$$

В частности, для установившейся ползучести (накопленная деформация порядка 5%) Стали 20 множители $\phi(\epsilon)$ и $\psi(C)$ в формуле (4.22) равны единице и их можно опустить.

В фирме «Хитачи» [18] для диапазона $T = 1100 \div 1450 \text{°C}$, $\dot{\epsilon} = 10^{-5} \div 10^{-2} \text{ с}^{-1}$ была предложена формула установившейся ползучести для стали с содержанием 0,21% C:

$$\sigma_2 = 0,039163\dot{\epsilon}^{0,197} \cdot \exp\left[\frac{10820}{T+273}\right]. \quad (4.23)$$

В МВТУ им. Баумана [19] предложена формула для установившейся ползучести Стали 20:

$$\sigma_3 = 0,19059\dot{\epsilon}^{0,212} \cdot \exp\left[\frac{8728,8}{T+273}\right]. \quad (4.24)$$

Для выяснения адекватности формул (4.22)–(4.24) рассмотрены экспериментальные данные Смарзинского и Вебера (Франция) [15] для стали с 0,16% C при $\epsilon = 0,4\%$ в диапазоне $T = 800 \div 1200 \text{°C}$ и $\dot{\epsilon} = 8 \cdot 10^{-6} \div 8 \cdot 10^{-5} \text{ с}^{-1}$, данные Рея (США, фирма «ЮСС») [16] для стали с 0,29% при $\epsilon = 0,5\%$ в диапазонах $T = 950 \div 1100 \text{°C}$ и $\dot{\epsilon} = 6 \cdot 10^{-6} \div 2 \cdot 10^{-2} \text{ с}^{-1}$, а также результаты экспериментов, проведенных в фирме «Уралмаш» для установившейся ползучести стали с 0,2% C в диапазонах $T = 1300 \div 1400 \text{°C}$ и $\dot{\epsilon} = 1 \cdot 10^{-5} \div 1 \cdot 10^{-1} \text{ с}^{-1}$, и данные из монографии Безухова [12] для $T = 500 \text{°C}$ и $\dot{\epsilon} = 10^{-7} \div 10^{-3} \text{ с}^{-1}$.

Экспериментальные данные [15, 16] предварительно пересчитаны для ситуации $\varepsilon = 0,5\%$, $C = 0,2\%$ с помощью множителей $\varphi(\varepsilon)$ и $\psi(C)$ по формуле $\sigma = \frac{\sigma^i}{(\varphi(\varepsilon) \cdot \psi(C))}$. Используются следующие значения коэффициентов для данных [15]:

$$\varphi(\varepsilon) = \left(\frac{0,04}{0,05} \right)^{0,15} = 0,9671 \quad \text{и} \quad \psi(C) = \left(\frac{0,16}{0,2} \right)^{-0,1} = 1,0226,$$

а для данных [16]:

$$\varphi(\varepsilon) = 1 \quad \text{и} \quad \psi(C) = \left(\frac{0,29}{0,2} \right)^{-0,1} = 0,9635.$$

В табл. 4.6—4.9 и на рис. 4.40—4.43, соответственно, для экспериментальных данных из работ [15], [16], фирмы «Уралмаш» и [12] приведены параметры

Таблица 4.6
Сравнение результатов вычислений по различным реологическим моделям
с экспериментальными данными Смарзинского и Вебера [15]

i	T, °C	$\varepsilon, \text{c}^{-1}$	σ, MPa	σ_1, MPa	$\delta_1, \%$	σ_2, MPa	$\delta_2, \%$	σ_3, MPa	$\delta_3, \%$
1	1200	0,00000838	5,54	5,84	5,33	6,07	9,10	5,99	8,2
2	1200	0,00002000	6,38	6,95	8,97	7,20	12,60	7,20	13,1
3	1200	0,00003990	7,48	7,98	6,60	8,25	9,94	8,34	11,5
4	1200	0,00008360	9,45	9,25	-2,09	9,54	0,78	9,75	3,3
5	1100	0,00000838	8,61	8,71	1,20	10,36	19,97	9,22	7,3
6	1100	0,00002000	10,55	10,37	-1,80	12,29	16,14	11,09	5,2
7	1100	0,00003990	11,81	11,90	0,79	14,08	18,98	12,84	8,8
8	1100	0,00008360	13,61	13,80	1,40	16,29	19,45	15,02	10,5
9	1000	0,00000838	13,50	12,99	-3,74	19,23	42,06	15,20	12,7
10	1000	0,00002000	15,53	15,46	-0,41	22,83	46,62	18,27	17,8
11	1000	0,00003990	18,22	17,75	-2,58	26,16	43,16	21,15	16,2
12	1000	0,00008360	20,28	20,59	1,50	30,26	48,85	24,75	22,1
13	900	0,00000838	19,54	19,39	-0,81	39,70	102,53	27,26	39,7
14	900	0,00002000	22,71	23,07	1,60	47,12	106,95	32,79	44,6
15	900	0,00003990	24,72	26,49	7,13	53,99	117,80	37,96	53,7
16	900	0,00008360	29,15	30,71	5,33	62,46	113,69	44,40	52,4
17	800	0,00000838	32,54	28,92	-11,14	93,78	187,30	54,55	67,8
18	800	0,00002000	37,06	34,42	-7,14	111,31	199,50	65,60	77,2
19	800	0,00003990	39,75	39,51	-0,61	127,54	219,96	75,94	91,2
20	800	0,00008360	44,37	45,81	3,24	147,54	231,68	88,83	100,4
Среднее отклонение δ_i					0,64		78,35		33,2
Средняя ошибка $\delta_{i, op}$					3,67		78,35		33,2

Примечание. Символ i — номер эксперимента; σ — экспериментальные значения; σ_1 — модель «Уралмаш»; σ_2 — модель «Хитачи»; σ_3 — модель МВТУ им. Баумана.

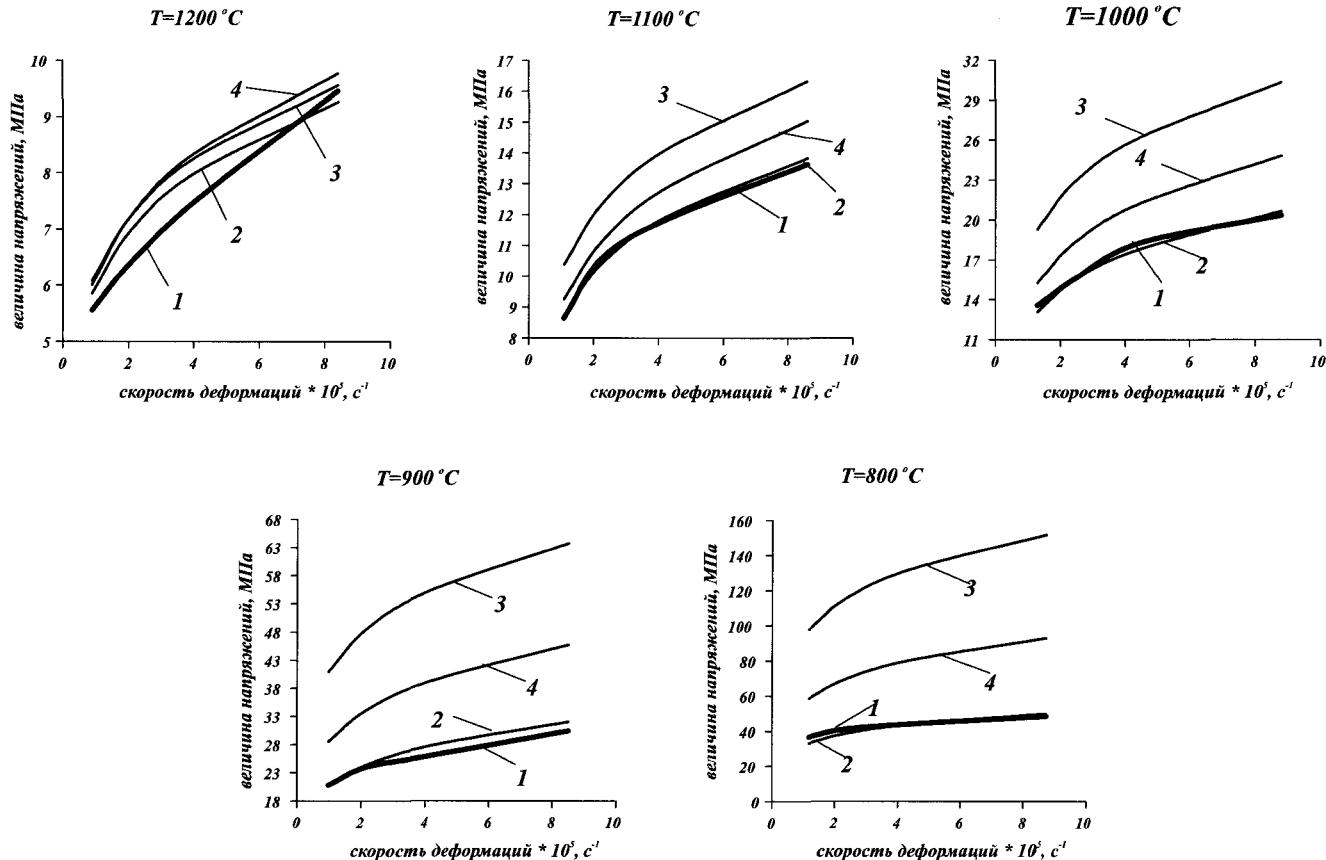
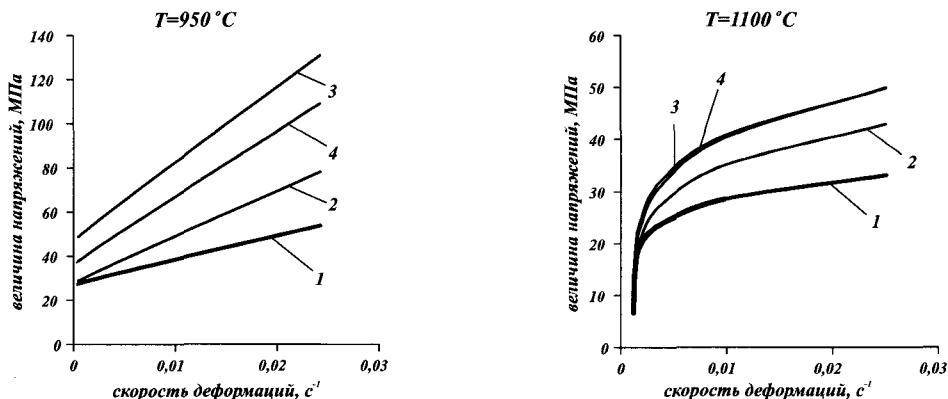


Рис. 4.40. 1 — σ ; 2 — σ_1 ; 3 — σ_2 ; 4 — σ_3

Таблица 4.7

Сравнение результатов вычислений по различным реологическим моделям с экспериментальными данными Рея [16]

<i>i</i>	T, °C	ϵ , s^{-1}	σ , MPa	σ_1 , MPa	δ_1 , %	σ_2 , MPa	δ_2 , %	σ_3 , MPa	δ_3 , %
21	950	0,02390000	53,55	77,92	45,52	130,52	143,46	108,63	102,9
22	950	0,00015600	27,18	28,48	4,83	48,44	77,83	37,38	37,7
23	950	0,00003000	20,24	20,48	1,22	35,00	72,50	26,36	30,4
24	1100	0,02390000	33,00	42,76	29,58	49,65	50,27	49,81	51,0
25	1100	0,00854000	28,32	34,81	22,89	40,54	42,92	40,05	41,4
26	1100	0,00250000	23,56	27,23	15,50	31,82	34,79	30,87	31,0
27	1100	0,00060900	19,50	20,53	5,25	24,09	23,30	22,88	17,4
28	1100	0,00015600	15,14	15,63	3,27	18,42	21,43	17,14	13,3
29	1100	0,00003000	10,11	11,24	11,20	13,32	31,35	12,09	19,7
30	1100	0,00000631	6,49	8,23	26,89	9,79	50,54	8,68	34,1
Среднее отклонение δ_i					16,61		54,84		37,9
Средняя ошибка $\delta_{i, cp}$					16,61		54,84		37,9

Рис. 4.41. 1 — σ ; 2 — σ_1 ; 3 — σ_2 ; 4 — σ_3

T_i , ϵ^i , σ^i , σ_1^i , σ_2^i , σ_3^i , а также относительные отклонения δ_1^i , δ_2^i , δ_3^i (с учетом знака) величин σ_1^i , σ_2^i , σ_3^i от σ^i :

$$\delta_j^i = \frac{\sigma_j^i - \sigma^i}{\sigma^i}, \quad j = 1, 2, 3, \quad i = k + 1, k + 2, \dots, k + n,$$

где i — номера экспериментов;

n — число экспериментов в данной группе;

$j = 1, 2, 3$ указывает, по которой из формул (4.22)–(4.24) вычислялось σ_j^i .

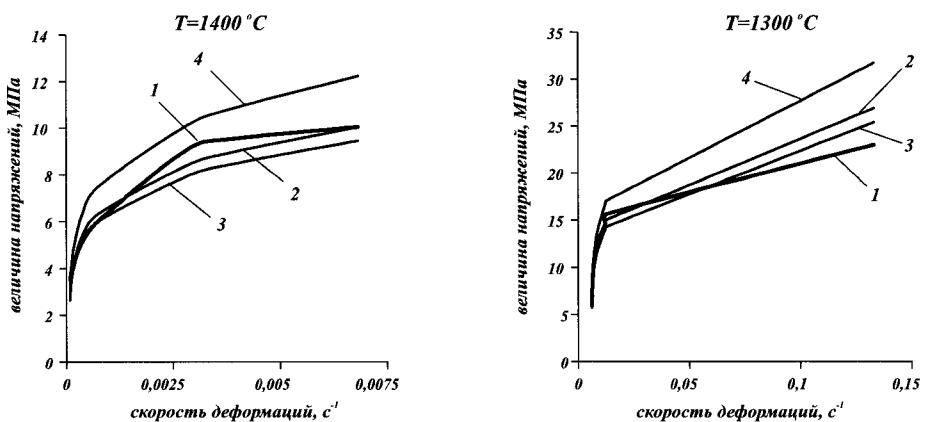
Вычислены также средние отклонения δ_1 , δ_2 , δ_3 с учетом знака:

$$\delta_j = \frac{1}{n} \sum_{i=k+1}^{k+n} \delta_j^i;$$

Таблица 4.8

Сравнение результатов вычислений по различным реологическим моделям с экспериментальными данными фирмы «Уралмаш»

<i>i</i>	T, °C	ε , c^{-1}	σ , MPa	σ_1 , MPa	δ_1 , %	σ_2 , MPa	δ_2 , %	σ_3 , MPa	δ_3 , %
31	1400	0,0067400	10,00	10,00	-0,01	9,42	-5,97	12,18	21,8
32	1400	0,0038100	9,50	8,92	-6,12	8,42	-11,57	10,79	13,6
33	1400	0,0027700	9,05	8,37	-7,15	7,90	-12,81	10,09	11,5
34	1400	0,0006760	6,00	6,31	5,12	5,99	-0,51	7,48	24,6
35	1400	0,0002770	5,02	5,28	5,33	5,02	-0,07	6,19	23,6
36	1400	0,0000619	3,99	3,91	-1,30	3,74	-6,44	4,51	13,2
37	1400	0,0000101	3,50	2,72	-22,13	2,62	-25,44	3,07	-12,1
38	1300	0,1270000	22,93	26,84	17,10	25,33	10,46	31,63	38,0
39	1300	0,0067400	15,53	14,92	-3,93	14,21	-8,64	16,97	9,3
40	1300	0,0061000	14,48	14,62	0,99	13,93	-3,93	16,62	14,8
41	1300	0,0024100	12,46	12,14	-2,58	11,60	-7,09	13,65	9,5
42	1300	0,0006760	9,42	9,42	-5,83	9,03	-9,88	10,42	4,3
43	1300	0,0003780	8,39	8,38	4,49	8,05	0,16	9,21	14,9
44	1300	0,0000619	5,84	5,84	-10,25	5,64	-13,53	6,28	-3,3
Среднее отклонение δ_1				-1,94		-6,80		13,1	
Средняя ошибка $\delta_{i, cp}$				6,66			3,32		15,3

Рис. 4.42. 1 — σ ; 2 — σ_1 ; 3 — σ_2 ; 4 — σ_3

максимальные ошибки $\delta_{1, \max}$, $\delta_{2, \max}$, $\delta_{3, \max}$:

$$\delta_{j, \max} = \max \{ |\delta_j^i|, i = k + 1, \dots, k + n \};$$

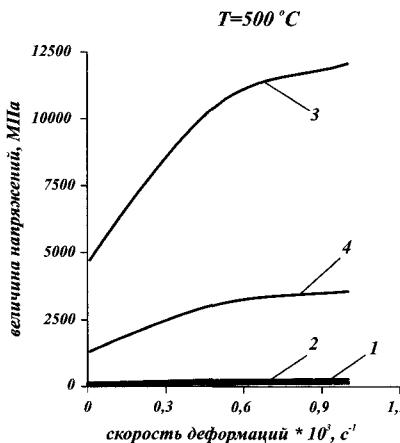
средние ошибки $\delta_{1, cp}$, $\delta_{2, cp}$, $\delta_{3, cp}$:

$$\delta_{j, cp} = \frac{1}{n} \sum_{i=k+1}^{k+n} |\delta_j^i|;$$

Таблица 4.9

Сравнение результатов вычислений по различным реологическим моделям с экспериментальными данными Безухова [12]

i	T, °C	$\varepsilon, \text{c}^{-1}$	σ, MPa	σ_1, MPa	$\delta_1, \%$	σ_2, MPa	$\delta_2, \%$	σ_3, MPa	$\delta_3, \%$
45	500	0,001000000	117,05	249,86	113,46	12046,89		3533,46	2921,5
46	500	0,000500000	103,81	217,52	109,53	10509,26		3050,58	2841,6
47	500	0,0000083400	84,15	95,93	13,98	4691,86	5458	1280,82	1424,4
48	500	0,0000016700	68,21	69,54	1,91	3417,83	4891,23	910,79	1237,1
49	500	0,0000003330	59,89	50,37	-15,88	2487,69	4038,46	647,08	982,8
50	500	0,0000001670	58,71	43,88	-25,29	2171,45	3582,66	559,01	853,9
51	500	0,0000000834	53,12	38,19	-28,12	1893,85	3450,01	482,49	810,2
Среднее отклонение δ_j					24,23		5942,07		1581,6
Средняя ошибка $\delta_{j, cp}$					44,02		5942,07		1581,6

Рис. 4.43. 1 — σ ; 2 — σ_1 ; 3 — σ_2 ; 4 — σ_3

и средние квадратичные ошибки $\delta_{1, kp}, \delta_{2, kp}, \delta_{3, kp}$:

$$\delta_{j, kp} = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=k+1}^{k+n} (\delta_j^i)^2}$$

для $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$.

Из анализа табл. 4.6—4.9 видно, что по всем характеристикам $\delta_j, \delta_{j, max}, \delta_{j, kp}$ формула (4.22) превосходит формулы (4.23) и (4.24) по точности описания экспериментальных данных. Почти во всех случаях отклонения δ_1^i меньше, чем δ_2^i и δ_3^i .

При описании формулой (4.22) данных [15] средняя ошибка составляет 3,67%, данных фирмы «Уралмаш» — 6,66%. Именно по этим данным изначально составлялась формула (4.22). Данные [16] аппроксимируются формулой (4.22) несколько хуже: $\delta_{1, cp} = 16,61\%$, что можно считать удовлетворитель-

ным описанием. Данные же [12] удовлетворительно описываются лишь в диапазоне $\dot{\epsilon} = 10^{-7}-10^{-5}$ с⁻¹ ($|\delta_j| < 25\%$). При других $\dot{\epsilon}$ возникает существенное отклонение σ^i_1 от σ^i . Это объясняется тем, что показатель степени α при $\dot{\epsilon}$ с уменьшением температуры сильно уменьшается и при $T = 500^\circ\text{C}$ $\alpha < 0,1$. Однако по сравнению с формулами (4.23), (4.24), которые для данных [12] дают ошибки 1000–10000% (отличие в 10–100 раз от экспериментальных), формула (4.22) и в этом случае дает приемлемую аппроксимацию результатов эксперимента. Таким образом, формула (4.22) дает хорошее описание установившейся ползучести в диапазоне скорости деформаций и температуры T , характерном для непрерывной разливки углеродистой стали.

Как видно из приведенных табл. 4.6–4.9 и рис. 4.40–4.44, предложенная зависимость (4.22) лучше других формул приближает исследованные экспериментальные данные. У формулы (4.22) есть важное преимущество перед аналогами. Если представить ее в виде:

$$\dot{\epsilon} = A\sigma^5 \exp(BT), \quad (4.25)$$

то степенная зависимость скорости деформации $\dot{\epsilon}$ от напряжения σ имеет целочисленный показатель 5. Это позволяет получить аналитические решения для ряда задач. В частности, ниже приводится описание точного решения уравнения прогиба ползучей балки, являющейся математической моделью выпучивания корки слитка под действием ферростатического давления.

Целочисленность показателя в формуле (4.25) позволяет связать степенной зависимостью скорость изменения кривизны \dot{x} и изгибающий момент M . Благодаря этому накопленная кривизна сляба в расчете нагрузок на ролики в процессе правки сляба может быть представлена многочленом, что позволяет провести точный расчет.

4.9.2. Положение нейтральной оси неравномерно нагретой балки с реологическими свойствами

При вычислении нейтральной оси будем пользоваться обобщенной формулой-аналогом (4.22):

$$\sigma = A\dot{\epsilon}^\alpha \exp(-\beta T), \quad 0 < \alpha \leq 1. \quad (4.26)$$

Под $\dot{\epsilon}^\alpha$ следует понимать $\dot{\epsilon}^\alpha = |\dot{\epsilon}|^\alpha \cdot \text{sign } \dot{\epsilon}$.

Будем рассматривать вертикальное продольное сечение корки как балку (см. рис. 4.45) с линейно распределенной по толщине температурой:

$$T(y) = T_L - \frac{y}{\delta}(T_L - T_P),$$

где $T_L = 1500^\circ\text{C}$ — температура жидкой фазы (ликвидуса);

$T_P = 750-1450^\circ\text{C}$ — температура поверхности;

δ — толщина корки.

Величина δ_1 , равная расстоянию от границы корки с жидкой фазой до нейтральной оси, может быть найдена из условия равновесия при изгибе:

$$\int_0^\delta \sigma(y) dy = 0. \quad (4.27)$$

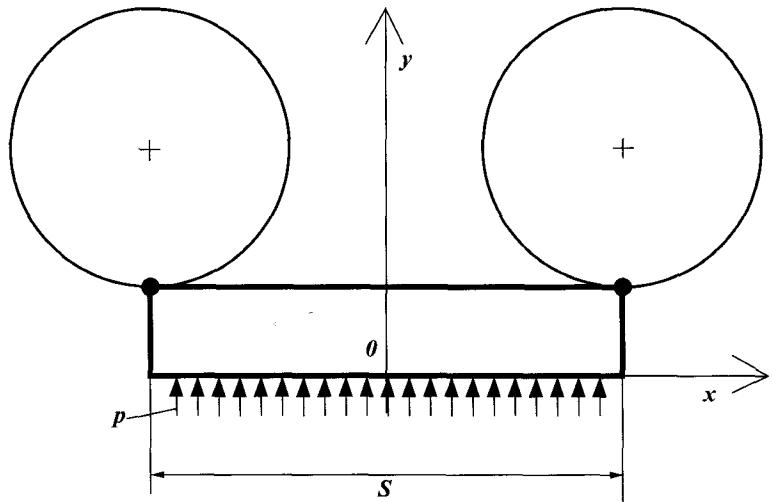


Рис. 4.45. Схема к определению положения нейтральной оси неравномерно нагретой корки сляба

Пусть балка изгибается со скоростью изменения кривизны $\dot{\chi}$. Тогда в предположении гипотезы плоских сечений скорость деформации в точке y равна $\dot{\epsilon}(y) = \dot{\chi}(y - \delta_1)$.

Напряжение $\sigma(y)$ в точке y равно:

$$\begin{aligned} \sigma(y) &= A\dot{\epsilon}(y)^\alpha \exp(-\beta T(y)) = A\dot{\chi}^\alpha(y - \delta_1)^\alpha \exp\left[-\beta\left(T_{\text{Л}} - \frac{y}{\delta}(T_{\text{Л}} - T_{\text{П}})\right)\right] = \\ &= A\dot{\chi}^\alpha \exp(-\beta T_{\text{Л}})(y - \delta_1)^\alpha \exp\left[\frac{\beta y}{\delta}(T_{\text{Л}} - T_{\text{П}})\right] = B_1(y - \delta_1)^\alpha \exp\left(\frac{\lambda y}{\delta}\right), \end{aligned} \quad (4.28)$$

где $B_1 = A\dot{\chi}^\alpha \exp(-\beta T_{\text{Л}})$, $\lambda = \beta(T_{\text{Л}} - T_{\text{П}})$ — константы, не зависящие от y .

Подставляя равенство (4.28) в условие нейтральной линии (4.27) и произведя замену переменной $z = \lambda \frac{y - \delta_1}{\delta}$, получим:

$$\int_0^{\delta_1} \sigma(y) dy = B_1 \left(\frac{\delta_1}{\lambda} \right)^{\alpha+1} e^{z_1} \int_{-z_1}^{\lambda - z_1} z^\alpha e^z dz = 0. \quad (4.29)$$

Здесь использовано обозначение $z_1 = \lambda \cdot \delta_1 / \delta$.

Учитывая, что $z^\alpha = |z|^\alpha \cdot \text{sign } z$ и сокращая неравный нулю множитель $B_1 \left(\frac{\delta_1}{\lambda} \right)^{\alpha+1} e^{z_1}$, получим из (4.29) уравнение для нахождения z_1 :

$$\int_0^{z_1} z^\alpha e^{-z} dz = \int_0^{\lambda - z_1} z^\alpha e^z dz. \quad (4.30)$$

Зная z_1 , можно вычислить относительное расположение нейтральной оси δ_1 / δ , а также абсолютное расположение нейтральной оси δ_1 по выражению:

$$\frac{\delta_1}{\delta} = \frac{z_1}{\lambda}.$$

Отсутствие неизвестной z_1 под знаком интеграла позволяет сравнительно легко решить уравнение (4.30) относительно z_1 . Для этого рассмотрим уравнение (4.30) как уравнение для функции $z_1(\lambda)$ при фиксированном α :

$$\int_0^{z_1(\lambda)} z^\alpha e^{-z} dz = \int_0^{\lambda - z_1(\lambda)} z^\alpha e^z dz.$$

Дифференцируя это равенство по λ и выделяя производную, приходим к дифференциальному уравнению:

$$z_1'(\lambda) = \frac{1}{e^{-\lambda}} \cdot \frac{1}{1 + \left(\frac{\lambda}{z_1(\lambda)} - 1 \right)^\alpha}. \quad (4.31)$$

Для его решения необходимо задать начальное условие.

Так как $\lambda = T_L - T_H$, то при $\lambda = 0$ имеем $T_L = T_H$, т. е. температура в этом случае по толщине балки постоянна. Тогда нейтральная ось должна находиться ровно на середине балки: $\delta_1/\delta = 1/2$.

Так как $z_1/\lambda = \delta_1/\delta$, то в окрестности точки $\lambda = 0$ выполнено приближенное равенство $z_1(\lambda) = \lambda/2$. Поэтому при $\lambda = 0$ получаем $z_1(0) = 0/2 = 0$, $z_1'(0) = 1/2$. Уравнение (4.31) с начальным условием $z_1(0) = 0$ может быть с любой точностью решено стандартным методом ломаных Эйлера $z_1(\lambda_i) = z_1(\lambda_{i-1}) + z_1'(\lambda_{i-1})\Delta\lambda$, где $z_1'(\lambda_{i-1})$ вычисляется по формуле (4.31). В точке $\lambda = 0$ невозможно получить значение z_1' из (4.31), т. к. при подстановке $\lambda = 0$ в правую часть возникает неопределенность типа $0/0$. Однако выше показано, что $z_1'(0) = 1/2$, что позволяет использовать метод Эйлера.

Результаты расчета положения нейтральной оси $z_1(\lambda)/\lambda$ для $\alpha = 1, 1/2, 1/3, 1/4, 1/5, 1/6, 1/7$ в диапазоне $0 \leq \lambda \leq 3$ (что при $\beta = 0,004$ соответствует $1500^\circ\text{C} \geq T_H \geq 750^\circ\text{C}$) приведены в табл. 4.10. Из нее видно, что смещение нейтральной оси из-за непостоянной по толщине балки температуры выражено тем сильнее, чем меньше α .

Смещение нейтральной оси при различных α, λ

Таблица 4.10

λ	δ_1/δ						
	$\alpha = 1$	$\alpha = 1/2$	$\alpha = 1/3$	$\alpha = 1/4$	$\alpha = 1/5$	$\alpha = 1/6$	$\alpha = 1/7$
0,1	0,508	0,510	0,511	0,511	0,511	0,511	0,512
0,2	0,517	0,520	0,521	0,622	0,523	0,823	0,523
0,3	0,525	0,530	0,532	0,533	0,534	0,538	0,535
0,4	0,533	0,540	0,643	0,544	0,545	0,546	0,546
0,5	0,542	0,550	0,553	0,566	0,556	0,557	0,353
0,6	0,550	0,559	0,564	0,566	0,567	0,568	0,569
0,7	0,558	0,569	0,574	0,577	0,578	0,579	0,380
0,8	0,566	0,579	0,584	0,587	0,589	0,530	0,531
0,9	0,574	0,588	0,594	0,598	0,600	0,601	0,602
1	0,582	0,598	0,604	0,608	0,610	0,612	0,613

λ	δ_1/δ						
	$\alpha = 1$	$\alpha = 1/2$	$\alpha = 1/3$	$\alpha = 1/4$	$\alpha = 1/5$	$\alpha = 1/6$	$\alpha = 1/7$
1,1	0,690	0,607	0,614	0,618	0,620	0,622	0,623
1,2	0,597	0,615	0,623	0,627	0,630	0,632	0,633
1,3	0,603	0,624	0,632	0,637	0,639	0,641	0,643
1,4	0,612	0,633	0,641	0,646	0,649	0,651	0,652
1,5	0,630	0,641	0,650	0,655	0,653	0,660	0,662
1,6	0,627	0,650	0,659	0,664	0,667	0,669	0,671
1,7	0,634	0,658	0,667	0,672	0,676	0,678	0,680
1,8	0,641	0,666	0,676	0,681	0,684	0,687	0,683
1,9	0,648	0,674	0,684	0,683	0,603	0,695	0,697
2	0,655	0,681	0,632	0,607	0,701	0,703	0,705
2,1	0,662	0,689	0,641	0,705	0,708	0,711	0,713
2,2	0,669	0,696	0,708	0,712	0,716	0,718	0,720
2,3	0,675	0,703	0,714	0,720	0,723	0,726	0,720
2,4	0,682	0,710	0,721	0,727	0,730	0,733	0,735
2,5	0,688	0,717	0,728	0,734	0,737	0,740	0,742
2,6	0,694	0,723	0,734	0,740	0,744	0,746	0,748
2,7	0,700	0,729	0,741	0,747	0,750	0,753	0,705
2,8	0,706	0,736	0,747	0,753	0,737	0,759	0,761
2,9	0,712	0,742	0,753	0,759	0,763	0,765	0,707
3	0,717	0,747	0,759	0,765	0,768	0,771	0,773

4.9.3. Связь скорости изменения кривизны корки слитка с изгибающим моментом

Зная расположение нейтральной оси и выбрав конкретные константы A , α , β в формуле (4.26), можно получить количественное соотношение, связывающее изгибающий момент M в корке и скорость изменения ее кривизны $\dot{\chi}$. Изгибающий момент связан с напряжением $\sigma(y)$ в сечении балки формулой:

$$M = \int_0^\delta (y - \delta_1) \sigma(y) dy \quad (4.32)$$

в соответствии с формулой (4.26):

$$\sigma(y) = B_1 (y - \delta_1)^\alpha \cdot e^{\frac{\lambda y}{\delta}},$$

и учитывая, что

$$(y - \delta_1)^\alpha = |y - \delta_1|^\alpha \operatorname{sign}(y - \delta_1),$$

из (4.32) получим:

$$M = \int_0^\delta B_1 |y - \delta_1|^{\alpha+1} \cdot e^{\frac{\lambda y}{\delta}} dy.$$

Преобразуя выражение в правой части по аналогии с (4.27), имеем:

$$M = B_1 \left(\frac{\delta}{\lambda} \right)^{\alpha+2} e^{z_1} \int_{-z_1}^{\lambda-z_1} |z|^{\alpha+1} \cdot e^z dz.$$

Подставляя $B_1 = A \dot{\chi}^\alpha \exp(-\beta T_\pi)$, получим:

$$M = \dot{\chi}^\alpha \delta^{\alpha+2} \frac{1}{\lambda^{\alpha+2}} A e^{-\beta T_\pi} e^{z_1} \int_{-z_1}^{\lambda-z_1} |z|^{\alpha+1} e^z dz. \quad (4.33)$$

Примем закон установившейся ползучести в виде (4.22), что соответствует набору констант: $A = 21905$, $\alpha = 0,2$, $\beta = 0,004$. Учитывая, что $\lambda = \beta(T_\pi - T_\pi)$, $T_\pi = 1500$, имеем $\lambda = 6 - 0,004T_\pi$. Формула в этом конкретном случае принимает вид:

$$M = \dot{\chi}^{0,2} \delta^{2,2} D(T_\pi), \quad (4.34)$$

где

$$D(T_\pi) = \frac{1}{\lambda^{2,2}} 21905 e^{-6} e^{z_1(\lambda)} \int_{-z_1(\lambda)}^{\lambda-z_1(\lambda)} |z|^{1,2} e^z dz. \quad (4.35)$$

В формулу (4.35) следует подставить $\lambda = 6 - 0,004 \cdot T_\pi$ и $z_1(\lambda)$, вычисленное из уравнения (4.31) (его можно взять из табл. 4.10).

Для сравнения рассмотрим зависимость изгибающего момента \bar{M} от $\dot{\chi}$ в предположении, что температура имеет постоянную по толщине корки эквивалентную величину T_c .

Тогда

$$\begin{aligned} \bar{M} &= \int_0^\delta \left(y - \frac{\delta}{2} \right) \sigma(y) dy = \int_0^\delta A \left| y - \frac{\delta}{2} \right|^{\alpha+1} \dot{\chi}^\alpha e^{-\beta T_c} dy = \\ &= \dot{\chi} A e^{-\beta T_c} \int_0^\delta \left| y - \frac{\delta}{2} \right|^{\alpha+1} dy. \end{aligned} \quad (4.36)$$

Вычисляя интеграл

$$\int_0^\delta \left| y - \frac{\delta}{2} \right|^{\alpha+1} dy = 2 \int_{\delta/2}^\delta \left(y - \frac{\delta}{2} \right)^{\alpha+1} = \delta^{\alpha+2} \frac{1}{(\alpha+2) \cdot 2^{\alpha+1}}$$

и учитывая, что при линейном распределении температуры по толщине корки эквивалентная температура равна $T_c = (T_\pi - T_\pi)/2$, из (4.36) получим:

$$M = \dot{\chi}^{\alpha+2} \cdot \frac{1}{(\alpha+2) 2^{\alpha+2}} A e^{-\frac{\beta}{2}(T_\pi - T_\pi)} \cdot \delta^{\alpha+2}.$$

Отсюда, приняв закон ползучести в виде (4.22), получим:

$$\bar{M} = \dot{\chi}^{\alpha+2} \cdot \bar{D}(T_\pi) \cdot \delta^{\alpha+2}, \quad (4.37)$$

где

$$\bar{D}(T_n) = \frac{1}{2,2 \cdot 2^{1,2}} 21905 e^{-3} e^{-0,002 T_n}. \quad (4.38)$$

Итак, формулы (4.33) и (4.36) позволяют вычислять изгибающий момент M (в предположении линейно распределенной температуры по толщине корки) и изгибающий момент \bar{M} (в предположении постоянной эквивалентной температуры для толщины корки) при произвольном законе ползучести вида (4.26). Формулы (4.34) и (4.37) конкретизируют вычисление M и \bar{M} в применении к закону ползучести (4.22). Входящие в эти формулы величины $D(T_n)$ и $\bar{D}(T_n)$, зависящие от температуры поверхности T_n , вычисляются по формулам (4.35) и (4.38). В табл. 4.11 приведены значения величин $z_1(\lambda)/\lambda$, $D(T_n)$, $\bar{D}(T_n)$ в диапазоне температур поверхности сляба $T_n = 750^\circ \pm 1450^\circ\text{C}$. Величина $z_1(\lambda)/\lambda$ с $\lambda = 6 - 0,004 T_n$ соответствует относительному (т. е. при $\delta = 1$) положению нейтральной оси. Величины $D(T_n)$ и $\bar{D}(T_n)$ мало отличаются друг от друга. Следовательно, часто применяемое для упрощения расчетов предварительное осреднение температуры по толщине корки не приводит к существенной ошибке и вполне оправдано.

Таблица 4.11
Величины Z , $D(T_n)$, $\bar{D}(T_n)$ для различной температуры поверхности T_n

$T_n, ^\circ\text{C}$	$z(\lambda)/\lambda$	$D(T_n)$	$\bar{D}(T_n)$
1475	0,511	3,789	3,789
1450	0,522	3,983	3,983
1425	0,533	4,187	4,187
1400	0,545	4,400	4,402
1375	0,556	4,625	4,628
1350	0,567	4,861	4,865
1325	0,578	5,109	5,115
1300	0,589	5,369	5,377
1275	0,599	5,643	5,653
1250	0,610	5,931	5,943
1225	0,620	6,233	6,247
1200	0,630	6,552	6,568
1175	0,640	6,886	6,904
1150	0,649	7,239	7,258
1125	0,658	7,610	7,631
1100	0,668	8,002	8,022
1075	0,676	8,414	8,433
1050	0,685	8,849	8,865
1025	0,693	9,308	9,320
1000	0,701	9,792	9,798

T_n °C	$z(\lambda)/\lambda$	$D(T_n)$	$\bar{D}(T_n)$
975	0,709	10,304	10,300
950	0,717	10,845	10,828
925	0,724	11,416	11,384
900	0,731	12,021	11,967
875	0,738	12,662	12,581
850	0,745	13,340	13,226
825	0,751	14,058	13,904
800	0,758	14,820	14,617
775	0,764	15,628	15,367
750	0,769	16,485	16,154

4.9.4. Точные решения уравнения прогиба неподвижной балки с реологическими свойствами

В данном подразделе строится класс точных решений уравнения для скорости выпучивания корки остановившегося сляба. Предполагается, что материал корки отвечает степенному закону установившейся высокотемпературной ползучести в форме (4.22).

Приведем вывод этого уравнения. Известно соотношение изгибающего момента $M(x)$ и распределенной нагрузки $p(x)$, верное для любой тонкой балки:

$$M''(x) = p(x). \quad (4.39)$$

Известно также соотношение, связывающее функцию прогиба балки $y(x)$ с кривизной $\chi(x)$:

$$y''(x) = \chi(x).$$

Аналогично функция скорости прогиба балки $\dot{y}(x)$ связана со скоростью изменения кривизны $\dot{\chi}(x)$ соотношением:

$$\dot{y}''(x) = \dot{\chi}(x). \quad (4.40)$$

Учтем также соотношение (4.34), связывающее изгибающий момент со скоростью изменения кривизны $\dot{\chi}(x)$:

$$M(x) = D\dot{\chi}^\alpha(x), \quad (4.41)$$

где введены обозначения $D = \delta^{\alpha+2} \cdot D_0$ и

$$D_0 = \frac{1}{\lambda^{\alpha+2}} A e^{-\beta T_n} e^{z_1} \int_{-z_1}^{\lambda-z_1} |z|^{\alpha+1} e^z dz. \quad (4.42)$$

Подставляя соотношение (4.41) в формулу (4.39), получим:

$$(D\dot{\chi}^\alpha(x))'' = p(x),$$

а подставляя (4.40) в последнее уравнение, имеем:

$$(D(\dot{y}''(x))^\alpha)'' = p(x),$$

или, вынося множитель D и предполагая $p(x) = \text{const}$:

$$((\dot{y}''(x))^{\alpha})'' = p/D.$$

Уточняя смысл возвведения $\dot{y}''(x)$ в нецелую степень α , можно записать уравнение скорости прогиба ползучей балки с защемленными концами под действием равномерно распределенной нагрузки в окончательном виде:

$$\begin{aligned} (|\dot{y}''|^{\alpha} \cdot \text{sign } \dot{y}'')'' &= p/D \\ \dot{y}\left(\pm \frac{s}{2}\right) &= \dot{y}'\left(\pm \frac{s}{2}\right) = 0 \end{aligned} \quad (4.43)$$

(длина балки равна шагу роликов s).

В дальнейшем будем рассматривать безразмерное уравнение:

$$\begin{aligned} (|u''|^{\alpha} \text{sign}(u''))'' &= 2, \\ u(\pm 1) &= u'(\pm 1) = 0. \end{aligned} \quad (4.44)$$

Здесь число 2 в правой части и ± 1 в граничных условиях выбраны для удобства интегрирования дифференциального уравнения (4.44). Величины $u(0)$ и $\dot{y}(0)$ связаны коэффициентом подобия:

$$\dot{y}(0) = \frac{1}{2^{\frac{3}{\alpha}+2}} \cdot \frac{p^{\frac{1}{\alpha}} s^{\frac{2}{\alpha}+2}}{D_0^{\alpha} \delta^{\alpha}} u(0).$$

Рассмотрим возможность решения уравнения (4.28) при различных значениях показателя степени α .

При $\alpha = 1/n$, где n — нечетное, из (4.28) имеем:

$$\begin{aligned} |u''|^{\frac{1}{n}} \cdot \text{sign}(u'') &= (u')^{\frac{1}{n}}, \\ \left((u'')^{\frac{1}{n}}\right)' &= 2. \end{aligned}$$

Дважды интегрируя, получим:

$$(u'')^{\frac{1}{n}} = x^2 + Ax - R^2.$$

Возводим равенство в n -ую степень:

$$u'' = (x^2 + Ax - R^2)^n.$$

Дважды интегрируем:

$$u(x) = \int_0^x \int_0^{x_1} (x_2^2 + Ax_2 - R^2)^n dx_2 dx_1 + Bx + C.$$

Из соображений симметрии $u(x) = u(-x)$ и, следовательно, $u''(x) = u''(-x)$. Отсюда следует $A = 0$, $B = 0$.

Итак, имеем:

$$u(x) = \int_0^x \int_0^{x_1} (x_2^2 - R^2)^n dx_2 dx_1 + C,$$

$$u'(x) = \int_0^x (x_2^2 - R^2)^n dx_2 ,$$

где R и C — две неизвестные константы. С учетом симметрии остается два краевых условия:

$$u(1) = 0, \quad u'(1) = 0.$$

Из условия $u'(1) = 0$ можно определить R , а затем из условия $u(1) = 0$ определить C . Отметим, что безразмерная скорость прогиба в центре $u(0) = C$, а $x = \pm R$ являются точками перегиба.

Выполним указанные вычисления для $n = 1$ и $n = 5$:

$n = 1$:

$$u'(x) = \int_0^x (x_2^2 - R^2) dx_2 = \frac{x^3}{3} - R^2 x ,$$

$$u'(1) = \frac{1}{3} - R^2 = 0 ,$$

$$R = \frac{1}{\sqrt{3}} = 0,577350 ,$$

$$u(x) = \frac{1}{12} x^4 - \frac{1}{2} R^2 x^2 + C = \frac{1}{12} x^4 - \frac{1}{6} x^2 + C ,$$

$$u(1) = \frac{1}{12} - \frac{1}{6} + C = 0 ,$$

$$C = \frac{1}{12} = 0,083333 ;$$

$n = 5$:

$$u''(x) = (x^2 - R^2)^5 = x^{10} - 5R^2 x^8 + 10R^4 x^6 - 10R^6 x^4 + 5R^8 x^2 - R^{10} ,$$

$$u'(x) = \frac{1}{11} x^{11} - \frac{5}{9} R^2 x^9 + \frac{10}{7} R^4 x^7 - 2R^6 x^5 + \frac{5}{3} R^8 x^3 - R^{10} x ,$$

$$u(x) = \frac{1}{132} x^{12} - \frac{1}{18} R^2 x^{10} + \frac{5}{28} R^4 x^8 - \frac{1}{3} R^6 x^6 + \frac{5}{12} R^8 x^4 - \frac{1}{2} R^{10} x^2 + C .$$

Из условия $u'(1) = 0$ имеем:

$$R^{10} - \frac{5}{3} R^8 + 2R^6 - \frac{10}{7} R^4 + \frac{5}{9} R^2 - \frac{1}{11} = 0 .$$

Отсюда $R = 0,650028$.

Из условия $u(1) = 0$ имеем:

$$C = \frac{1}{2} R^{10} - \frac{5}{12} R^8 + \frac{1}{3} R^6 - \frac{5}{28} R^4 + \frac{1}{18} R^2 - \frac{1}{132} .$$

Отсюда $C = 0,00261582$.

Аналогичные вычисления были проведены также для $n = 3, 7$. Для четных n ситуация сложнее, т. к. решение имеет полиноминальный вид лишь на отрезках, где u'' сохраняет знак, т. е. $\text{sign}(u'') = \text{const}$. Из физических соображений решение $u(x)$ имеет вид (см. рис. 4.46).

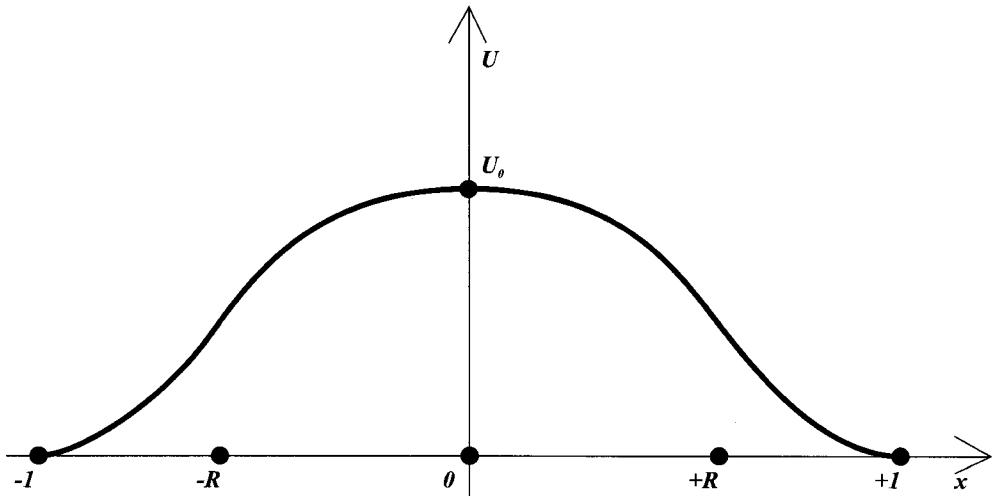


Рис. 4.46. Схема к расчету прогиба корки сляба

Точки $x = -R$ и $x = R$ — точки перегиба функции $u(x)$, т. е. точки изменения значения $\text{sign}(u'')$:

- на участке $-1 < x < -R$ $\text{sign } u'' = +1$,
- на участке $-R < x < +R$ $\text{sign } u'' = -1$,
- на участке $+R < x < +1$ $\text{sign } u'' = +1$,
- при $x = \pm R$ $\text{sign}(u'') = 0$.

Дважды интегрируя (4.28) и возводя в степень n , с учетом (4.36) получим:

$$u''(x) = \begin{cases} (x^2 + \bar{A}x - \bar{D}^2)^n & \text{при } -1 < x < -R, \\ -(x^2 + Bx - E^2)^n & \text{при } -R < x < +R, \\ (x^2 + \hat{A}x - \hat{D}^2)^n & \text{при } +R < x < +1. \end{cases}$$

Результаты расчетов для $n = 1, 2, 3, 4, 5, 6, 7$ приведены в табл. 4.12. Кроме вычисленных значений R и $C = u(0)$ для $\alpha = 1, \frac{1}{2}, \frac{1}{3}, \frac{1}{4}, \frac{1}{5}, \frac{1}{6}, \frac{1}{7}$ в табл. 4.12 приведены значения функций:

$$v(0) = \frac{\pi^{\frac{2+2}{\alpha}}}{2^{\frac{1}{\alpha}}(1+\alpha)^{\frac{1}{\alpha}}} u(0),$$

$$w(0) = \frac{\pi^{\frac{2+2}{\alpha}}}{2^{\frac{2}{\alpha}}} u(0),$$

$$\bar{y}(0) = \frac{(\alpha+2)^{\frac{1}{\alpha}}}{2^{\frac{1+2}{\alpha}}} u(0).$$

Таблица 4.12

Величины R , $C = u(0)$, $v(0)$, $w(0)$, и $\bar{y}(0)$ при изменении показателя α

	$\alpha = 1$	$\alpha = 1/2$	$\alpha = 1/3$	$\alpha = 1/4$	$\alpha = 1/5$	$\alpha = 1/6$	$\alpha = 1/7$
R	0,577350	0,610468	0,629211	0,641404	0,650028	0,656483	0,661515
$u(0)$	0,0833333	0,0325203	0,0135756	0,00588653	0,00261582	0,00118255	0,000541459
$v(0)$	2,029355	3,473852	6,792847	14,112308	30,363380	66,843167	149,558101
$w(0)$	2,029355	1,954042	2,012695	2,153367	2,361056	2,633648	2,975388
$\bar{y}(0)$	$3,12500 \cdot 10^{-2}$	$6,35162 \cdot 10^{-3}$	$1,34735 \cdot 10^{-3}$	$2,94659 \cdot 10^{-4}$	$6,582518 \cdot 10^{-5}$	$1,49342 \cdot 10^{-5}$	$3,42822 \cdot 10^{-6}$

Видна вполне определенная тенденция приближения точки перегиба R к $\frac{2}{3}$ при уменьшении показателя α .

Функция $v(x)$ рассматривается при решении уравнения (4.28) (точнее, его двумерного аналога) вариационным методом. Значение $v(0)$ может быть использовано для контроля результатов по этому методу.

Значения $\bar{y}(0)$ вычислены с учетом всех констант, входящих в интегральную характеристику D_0 и возникающих при масштабных преобразованиях. Поэтому с помощью $\bar{y}(0)$ проще всего вычислить реальную скорость прогиба $\dot{y}(0)$

для $\alpha = 1, \frac{1}{2}, \frac{1}{3}, \frac{1}{4}, \frac{1}{5}, \frac{1}{6}, \frac{1}{7}$:

$$\dot{y}(0) = \frac{\frac{1}{\alpha} \cdot s^{\frac{2+2}{\alpha}}}{A_0^{\frac{1}{\alpha}} \cdot \delta^{\frac{1+2}{\alpha}}} \bar{y}(0),$$

где $A_0 = Ae^{-\frac{\beta}{2}(T_{II}+T_H)}$.

Значения $w(0)$ мало изменяются, и поэтому могут быть использованы для получения приближенной интерполяционной формулы, пригодной для определения скорости прогиба при любых α в диапазоне $\frac{1}{5} \leq \alpha \leq 1$. Обозначая через $\tilde{u}, \tilde{w}, \tilde{\bar{y}}, \tilde{\dot{y}}$ приближенные величины для u, w, \bar{y}, \dot{y} , получим:

$$\tilde{w}(0) = 1,98 + \left(\frac{1}{\alpha} - 2 \right)^2 0,04,$$

$$\tilde{u}(0) = \frac{\frac{2}{\alpha}}{\pi^{\frac{2+2}{\alpha}}} \tilde{w}(0),$$

$$\tilde{\bar{y}}(0) = \frac{(\alpha+2)^{\frac{1}{\alpha}}}{2^{\frac{1+2}{\alpha}}} \tilde{u}(0),$$

$$\tilde{\dot{y}}(0) = \frac{\frac{1}{\alpha} s^{\frac{2+2}{\alpha}}}{A_0^{\frac{1}{\alpha}} \delta^{\frac{1+2}{\alpha}}} \tilde{\bar{y}}(0).$$

Отсюда получаем приближенную формулу:

$$\tilde{y}(0) = \frac{\frac{1}{\alpha} s^{\frac{2+\frac{2}{\alpha}}{\alpha}}}{A_0^{\frac{1}{\alpha}} \delta^{\frac{1+\frac{2}{\alpha}}{\alpha}}} \cdot \frac{(\alpha+2)^{\frac{1}{\alpha}}}{\pi^{\frac{2+\frac{2}{\alpha}}{\alpha}}} \cdot (0,99 + \left(\frac{1}{\alpha} - 2 \right)^2 \cdot 0,02).$$

Эта формула позволяет вычислять скорость прогиба ползучей балки с точностью $\approx 1\%$, если задан закон ползучести (α, A_0) , а также плотность нагрузки, длина и толщина балки (p, s, δ).

4.9.5. Исследование прогиба движущейся реологической балки между поддерживающими элементами

Рассмотрим движущуюся с постоянной скоростью $v > 0$ в направлении вдоль оси x балку, материал которой обладает свойствами ползучести. Предположим, что по истечении определенного времени от начала движения форма прогиба $y_c(x)$ такой балки в шаге между поддерживающими элементами (роликами) стабилизируется.

Выпишем соотношение:

$$y_c''(x) = \chi(x) = \chi\left(-\frac{s}{2}\right) + \int_{-\frac{s}{2}}^x \frac{\dot{\chi}(x)}{v} dx, \quad (4.45)$$

означающее, что кривизна $\chi(x)$ в точке x равна $\chi(-s/2)$ плюс кривизна, накопленная за время движения от точки $-s/2$ до x . Продифференцировав соотношение (4.45) по x , получим:

$$y_c'''(x) = \frac{1}{v} \dot{\chi}(x).$$

Как и в п. 4.9.4, объединяя это соотношение с равенствами $M(x) = \dot{\chi}(x) \delta^{\alpha+2} D$ и $M''(x) = p$, получим уравнение прогиба движущейся реологической балки при $-\frac{s}{2} \leq x \leq \frac{s}{2}$:

$$(|y_c'''(x)|^\alpha \operatorname{sign}(y_c'''(x)))'' = \frac{p}{D \delta^{\alpha+2} v^\alpha}. \quad (4.46)$$

В безразмерном виде выражение (4.46) принимает вид:

$$(|u'''(x)|^\alpha \operatorname{sign}(u'''(x)))'' = 2, \quad -1 \leq x \leq 1. \quad (4.47)$$

Функции $y_c(x)$ и $u(x)$ подобны:

$$y_c(x) = \frac{1}{2^{\frac{3}{\alpha}+3}} \cdot \frac{p^{\frac{1}{\alpha}} s^{\frac{2}{\alpha}+3}}{D^{\alpha} \delta^{\alpha}} u\left(\frac{2x}{s}\right).$$

Уравнение (4.47) пятого порядка, и для его решения необходимо иметь пять граничных условий. Единого мнения исследователей на вид граничных условий в данной ситуации не существует. Бесспорны два условия: $u(-1) = 0$, $u(+1) = 0$.

Что касается остальных трех условий, в настоящем разделе рассмотрено четыре их группы:

- 1: $u'(-1) = u'(+1)$, $u''(-1) = u''(+1)$, $u'''(-1) = u'''(+1)$;
- 2: $u'(-1) = 0$, $u''(-1) = u''(+1)$, $u'''(-1) = u'''(+1)$;

3: $u'(-1) = 0, u'(+1) = 0, u''(-1) = 0$;

4: $u'(-1) = 0, u''(-1) = 0, u''(+1) = 0$.

Наиболее логически обоснованной является группа 1 условий, соответствующая предположению о периодичности функции $u(x)$, то есть установившемуся движению балки под бесконечным горизонтальным рядом роликов с одинаковым шагом.

При $\alpha = 1/n$, где n — нечетное целое число, как и в п. 4.9.4, могут быть получены точные решения уравнения (4.47) полиномиального вида. Действительно, в этом случае имеем:

$$\left((u''')^{\frac{1}{n}} \right)^n = 2. \quad (4.48)$$

Дважды интегрируя (4.48), возводя в n -ю степень и еще три раза интегрируя, получим:

$$y(x) = \int_0^{x_1} \int_0^{x_2} \int_0^{x_3} (x_3^2 + Ax_3 + B)^n dx_3 dx_2 dx_1 + Cx^2 + Dx + E.$$

Пять неопределенных констант A, B, C, D, E возникают в результате пяти интегрирований и могут быть получены из пяти граничных условий. Однако в этом случае, в отличие от п. 4.9.4, возникает достаточно сложная система пяти уравнений с пятью неизвестными A, B, C, D, E , нелинейная по A и B . Ее решение сводится к минимизации соответствующего функционала градиентным методом.

В табл. 4.13 приведены значения максимального прогиба u_{\max} , максимальной положительной кривизны u''_{\max} и минимальной отрицательной кривизны

u''_{\min} в случаях $\alpha = 1, \frac{1}{3}, \frac{1}{5}, \frac{1}{7}$ для групп граничных условий 1—4.

Таблица 4.13

Величины u_{\max} , u''_{\max} , u''_{\min} в случае $\alpha = 1, \frac{1}{3}, \frac{1}{5}, \frac{1}{7}$

для групп граничных условий 1—4

α	Группа	u_{\max}	u''_{\max}	u''_{\min}
1	1	$0,130 \cdot 10^{-1}$	0,128	-0,128
	2	$0,308 \cdot 10^{-1}$	0,084	-0,173
	3	$0,184 \cdot 10^{-1}$	0,057	-0,100
	4	$0,351 \cdot 10^{-1}$	0,087	-0,175
$1/3$	1	$0,200 \cdot 10^{-2}$	$0,178 \cdot 10^{-1}$	$-0,178 \cdot 10^{-1}$
	2	$0,500 \cdot 10^{-2}$	$0,104 \cdot 10^{-1}$	$-0,252 \cdot 10^{-1}$
	3	$0,285 \cdot 10^{-2}$	$0,050 \cdot 10^{-1}$	$-0,128 \cdot 10^{-1}$
	4	$0,555 \cdot 10^{-2}$	$0,110 \cdot 10^{-1}$	$-0,262 \cdot 10^{-1}$
$1/5$	1	$0,375 \cdot 10^{-2}$	$0,323 \cdot 10^{-2}$	$-0,323 \cdot 10^{-2}$
	2	$0,958 \cdot 10^{-2}$	$0,181 \cdot 10^{-2}$	$-0,466 \cdot 10^{-2}$
	3	$0,450 \cdot 10^{-2}$	$0,090 \cdot 10^{-2}$	$-0,208 \cdot 10^{-2}$
	4	$1,050 \cdot 10^{-2}$	$0,191 \cdot 10^{-2}$	$-0,489 \cdot 10^{-2}$

α	Группа	u_{\max}	u''_{\max}	u''_{\min}
1/7	1	$0,076 \cdot 10^{-3}$	$0,647 \cdot 10^{-3}$	$-0,647 \cdot 10^{-3}$
	2	$0,197 \cdot 10^{-3}$	$0,352 \cdot 10^{-3}$	$-0,941 \cdot 10^{-3}$
	3	$0,087 \cdot 10^{-3}$	$0,164 \cdot 10^{-3}$	$-0,397 \cdot 10^{-3}$
	4	$0,208 \cdot 10^{-3}$	$0,385 \cdot 10^{-3}$	$-0,972 \cdot 10^{-3}$

Величину $\varepsilon_{\max} = u''_{\max} \delta_1$, соответствующую наибольшей деформации растяжения на фронте кристаллизации, можно определить по формуле:

$$\varepsilon_{\max} = \frac{1}{2^{\alpha}} \cdot \left(\frac{ps^2}{D\delta^2} \right)^{\frac{1}{\alpha}} \cdot \frac{s}{2\nu} \cdot \frac{\delta_1}{\delta} \cdot u''_{\max}.$$

4.9.6. Вариационный метод расчета скорости прогиба прямоугольной пластины в условиях высокотемпературной ползучести

При изучении напряженно-деформированного состояния непрерывнолитого сляба, формирующегося в роликовой зоне машин непрерывной разливки заготовок, возникает задача определения прогиба корки его оболочки между роликами под действием ферростатического давления жидкой фазы. В настоящем разделе дано решение задачи об определении скорости прогиба корки сляба в условиях высокотемпературной ползучести. Корка рассматривается как тонкая, защемленная по периметру прямоугольная пластина, на которую действует равномерно распределенная нагрузка, перпендикулярная плоскости пластины.

Можно выделить два наиболее распространенных подхода к указанной задаче. *Первый* из них состоит в предположении, что влияние защемления вдоль коротких сторон (боковых граней) пластины несущественно и мало влияет на скорость прогиба в центре пластины. Тем самым двумерная задача о пластине сводится к одномерной задаче расчета прогиба вдоль средней линии пластины [20, 21]. *Второй* подход заключается в допущении, что информацию о тензоре изгибающих моментов можно получить из решения соответствующей упругой задачи, и лишь после этого с помощью закона ползучести определить деформированную картину в пластине и скорость прогиба [22, 23].

Предлагаемый в настоящем разделе подход позволяет отбросить оба эти предположения. В результате вычислений, проведенных для различных показателей степени α в законе ползучести и для различного отношения β длинной и короткой сторон пластины, установлено следующее. Если для упругой пластины прогиб в центре практически не изменяется при $\beta > 2$ [24], то для пластины с реологическими свойствами скорость прогиба в центре стабилизируется при значительно больших значениях β . Это свидетельствует о существенной двумерности задачи и о том, что напряженно-деформированное состояние пластины с реологическими свойствами заметно отличается от такого для упругой пластины. Иными словами, оба указанных выше предположения приводят к значительному огрублению модели.

Исключив данные предположения, можно построить соответствующую математическую модель. С этой целью в качестве исходного принимаем нелинейное уравнение в частных производных для скорости прогиба пластины из однородного материала, отвечающего степенному закону ползучести [25]. На основе этого уравнения ставим краевую задачу для пластины с защемленными краями. Краевая задача является условием минимума для вариационной задачи. Решаем последнюю методом Ритца [26]. Возникающую при этом задачу конечномерной минимизации решаем методом градиентного спуска.

Степенной закон установившейся ползучести при одноосном растяжении имеет вид (аналог формулы (4.22)):

$$\sigma = A\dot{\epsilon}^\alpha, \quad 0 < \alpha \leq 1,$$

где σ — напряжение, $\text{Н} \cdot \text{мм}^{-2}$;
 $\dot{\epsilon}$ — скорость деформации, с^{-1} ;
 α — показатель степени;
 A — множитель, количественно характеризующий ползучесть материала, $\text{Н} \cdot \text{мм}^{-2} \cdot \text{с}^{-\alpha}$.

При двумерном напряженно-деформированном состоянии закон обобщается следующим образом [25]:

$$\begin{aligned}\sigma_{xx} &= \frac{3}{4} A \dot{\epsilon}^{\alpha-1} \left(\dot{\epsilon}_{xx} + \frac{\dot{\epsilon}_{yy}}{2} \right); \\ \sigma_{xy} = \sigma_{yx} &= \frac{2}{3} A \dot{\epsilon}^{\alpha-1} \left(\frac{\dot{\epsilon}_{xy}}{2} \right); \\ \sigma_{yy} &= \frac{3}{4} A \dot{\epsilon}^{\alpha-1} \left(\dot{\epsilon}_{yy} + \frac{\dot{\epsilon}_{xx}}{2} \right);\end{aligned}$$

$$\text{где } \dot{\epsilon} = \frac{2}{\sqrt{3}} \sqrt{(\dot{\epsilon}_{xx}^2 + \dot{\epsilon}_{yy}^2 + \dot{\epsilon}_{xx}\dot{\epsilon}_{yy} + \dot{\epsilon}_{xy}^2)};$$

$\sigma_{xx}, \sigma_{xy}, \sigma_{yy}$ — компоненты тензора напряжений;
 $\dot{\epsilon}_{xx}, \dot{\epsilon}_{xy}, \dot{\epsilon}_{yy}$ — компоненты тензора скоростей деформации.

При таких предположениях возможно введение так называемого обобщенного потенциала ползучести для пластины $U(\omega_{xx}, \omega_{xy}, \omega_{yy})$, который удовлетворяет условиям [25]:

$$\frac{\partial U}{\partial \omega_{xx}} = M_{xx}; \quad \frac{\partial U}{\partial \omega_{xy}} = 2M_{xy}; \quad \frac{\partial U}{\partial \omega_{yy}} = M_{yy};$$

где M_{xx}, M_{xy}, M_{yy} — компоненты тензора изгибающих моментов;
 $\omega(x, y)$ — вертикальная составляющая скорости прогиба пластины в точке с координатами x, y ;
 $\omega_{xx}, \omega_{xy}, \omega_{yy}$ — вторые частные производные функции $\omega(x, y)$.

С помощью обобщенного потенциала $U(\omega_{xx}, \omega_{xy}, \omega_{yy})$ можно описать процесс прогиба пластины:

$$\frac{\partial^2}{\partial x^2} \frac{\partial U}{\partial \omega_{xx}} + \frac{\partial^2}{\partial x \partial y} \frac{\partial U}{\partial \omega_{xy}} + \frac{\partial^2}{\partial y^2} \frac{\partial U}{\partial \omega_{yy}} = p. \quad (4.49)$$

Переписав выражение (4.49) в терминах скорости прогиба $\omega(x, y)$ и задавшись краевыми условиями защемления по периметру пластины, приходим к краевой задаче:

$$\begin{aligned} \left[K^{\alpha-1} \left(\omega_{xx} + \frac{\omega_{yy}}{2} \right) \right]_{xx} + \left[K^{\alpha-1} \omega_{xy} \right]_{xy} + \left[K^{\alpha-1} \left(\omega_{yy} + \frac{\omega_{xx}}{2} \right) \right]_{yy} &= \frac{p}{D}; \\ K = \frac{2}{\sqrt{3}} \sqrt{\omega_{xx}^2 + \omega_{yy}^2 + \omega_{xx}\omega_{yy} + \omega_{xy}^2}; \\ \omega|_{\Gamma} &= 0, \quad \frac{\partial}{\partial n} \omega|_{\Gamma} = 0, \end{aligned} \quad (4.50)$$

где Γ	— граница прямоугольника: $x = \pm \frac{a}{2}$, $y = \pm \frac{a}{2}\beta$;
a	— длина короткой стороны прямоугольника, мм;
$\beta \geq 1$	— отношение сторон прямоугольника;
p	— плотность равномерно распределенной нагрузки, $\text{Н} \cdot \text{мм}^{-2}$;
$D = \frac{1}{2^{\alpha+1}(\alpha+2)} Ah^{\alpha+2}$	— интегральная характеристика «реологической жесткости» нормального элемента пластины;
h	— толщина пластины, мм.

Можно показать, что краевая задача (4.50) является условием экстремали (уравнением Остроградского [27]) для вариационной задачи:

$$\int_{-\frac{a}{2}\beta}^{\frac{a}{2}\beta} \int_{-\frac{a}{2}}^{\frac{a}{2}} \left[R_{\alpha} \cdot \frac{Ah^{2+\alpha}}{p \alpha^{2+2\alpha}} \cdot \frac{\alpha^{2+2\alpha}}{\pi^{2+2\alpha}} \cdot (\omega_{xx}^2 + \omega_{yy}^2 + \omega_{xx}\omega_{yy} + \omega_{xy}^2)^{\frac{\alpha+1}{2}} - \omega \right] dx dy \rightarrow \min;$$

$$\omega|_{\Gamma} = 0, \quad \frac{\partial \omega}{\partial n}|_{\Gamma} = 0;$$

$$\text{где } R_{\alpha} = \frac{(2\pi)^{2+2\alpha}}{(\alpha+1)(\alpha+2)(\sqrt{3})^{\alpha+1}}.$$

После масштабной замены переменных $x = \frac{\alpha}{2}x'$, $y = \frac{\alpha}{2}\beta y'$ и $\omega = R_{\alpha}^{-\frac{1}{\alpha}} \cdot \frac{p^{\frac{1}{\alpha}} \alpha^{\frac{2}{\alpha}+2}}{A^{\frac{1}{\alpha}} h^{\frac{2}{\alpha}+1}} v$

вариационная задача принимает вид:

$$\int_{-1}^1 \int_{-1}^1 \left[\frac{1}{\pi^{2+2\alpha}} \left(v_{x'y'}^2 + \frac{1}{\beta^4} v_{y'y'}^2 + \frac{1}{\beta^2} v_{x'x'} v_{y'y'} + \frac{1}{\beta^2} v_{x'y'}^2 \right)^{\frac{\alpha+1}{2}} - v \right] dx' dy' \rightarrow \min; \quad (4.51)$$

$$v|_{\Gamma'} = 0, \quad \frac{\partial}{\partial n} v|_{\Gamma'} = 0;$$

где функцию $v(x', y')$ определяем на квадрате Γ' : $-1 \leq x \leq 1$; $-1 \leq y \leq 1$.

Для решения задачи (4.51) применяем метод Ритца [26] с системой базисных функций:

$$\varphi_{n,m}(x', y') = (\cos \pi n x' - (-1)^n)(\cos \pi m y' - (-1)^m)(-1)^{n+m},$$

$$n = 1, 2, 3, \dots, N, m = 1, 2, 3, \dots, M.$$

Функцию $v(x', y')$ ищем в виде:

$$v(x', y') = \sum_{n=1}^N \sum_{m=1}^M \alpha_{n,m} \varphi_{n,m}(x', y'), \quad (4.52)$$

где $\alpha_{n,m}$ — неопределенные коэффициенты. Краевые условия в (4.51) при этом выполняются автоматически.

После подстановки представления (4.52) в функционал задачи (4.51) приходим к задаче минимизации в NM -мерном пространстве коэффициентов $\alpha_{n,m}$. Эту задачу решаем специально модифицированным методом градиентного спуска [28].

При $\beta \rightarrow \infty$ задача (4.51) становится одномерной, и у нее имеются точные решения полиномиального вида при $\alpha = 1, 1/2, 1/3, \dots$. В этом случае можно точно вычислить скорость прогиба в центре пластины, в дальнейшем обозначаемую v_∞ (см. п. 4.9.4).

В табл. 4.14 представлены величины v_∞ и $R_\alpha^{-1/\alpha}$ для различных значений α .

Таблица 4.14

Величины v_∞ и $R_\alpha^{-1/\alpha}$ для различных значений α

α	v_∞	$R_\alpha^{-1/\alpha}$
1	2,029	$1,155 \cdot 10^{-2}$
1/2	3,474	$1,188 \cdot 10^{-3}$
1/3	6,793	$1,116 \cdot 10^{-4}$
1/4	14,112	$1,017 \cdot 10^{-5}$
1/5	30,363	$0,915 \cdot 10^{-6}$

На рис. 4.47 приведены зависимости величины $\frac{v(0,0)}{v_\infty}$ от β для тех же значений α . Отметим, что при $\alpha = 1$ уравнение (4.50) совпадает с уравнением Софи Жермен (бигармоническим уравнением) для упругой пластины, поэтому кривая 1 иллюстрирует также зависимость прогиба в центре упругой пластины от отношения сторон β .

Скорость прогиба $\omega(0, 0)$ в центре реальной пластины, т. е. при заданных $\alpha, \beta, A, h, a, p$, можно вычислить по формуле:

$$\omega(0,0) = \frac{\frac{1}{\alpha} a^{\frac{2}{\alpha}+2}}{\frac{1}{A^\alpha} h^\alpha} R_\alpha^{-\frac{1}{\alpha}} v_\infty \frac{v(0,0)}{v_\infty}. \quad (4.53)$$

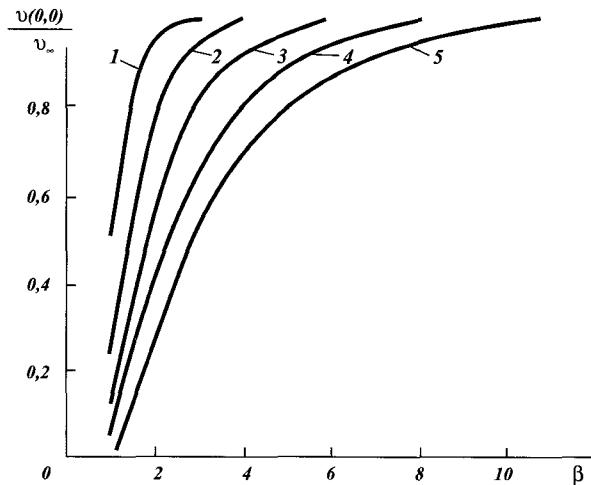


Рис. 4.47. Зависимость $\frac{v(0,0)}{v_\infty}$ от отношения β при различных значениях α :
 1 — $\alpha = 1$; 2 — $\alpha = 1/2$; 3 — $\alpha = 1/3$; 4 — $\alpha = 1/4$; 5 — $\alpha = 1/5$

Применимость полученного решения ограничивается предположением о тонкой пластине и об однородности материала. Под тонкой пластиной понимаем тело с отношением длины короткой стороны к толщине более 5.

В реальной ситуации температура, а значит и физические свойства изменяются по толщине пластины. Эти изменения с точки зрения математической записи для свойств (4.22) равносильны изменению коэффициента A , поскольку показатель степени $\alpha \approx 1/5$ практически одинаков для всего диапазона температур, присущего оболочке при непрерывной разливке стали, как было показано в п. 4.9.1. Поэтому целесообразно рассчитывать скорость прогиба вдоль среднего вертикального сечения пластины с помощью известных уточненных моделей, а затем умножать результат на поправочный коэффициент формы $v(0,0)$

v_∞ , определенный из рис. 4.47 для заданного значения α . Уточненная модель должна учитывать изменение физических свойств материала по толщине пластины, а также, при необходимости, наличие растягивающих усилий. Учет указанных факторов приводит к вопросу о положении нейтральной оси при изгибе пластины. В связи с этим следует рассматривать среднее вертикальное сечение пластины как двумерную область (см. пп. 4.9.2, 4.9.3). Тогда ферростатическое давление интерпретируется как распределенная нагрузка, действующая в плоскости области на один из ее краев. Такую двумерную задачу можно решить, например, методом конечных элементов.

В качестве примера [29] вычислим прогиб корки сляба между роликами МНЛЗ при остановке процесса разливки на 60 секунд, если расстояние между роликами $a = 400$ мм, ширина сляба $b = 2000$ мм, толщина корки $h = 50$ мм, ферростатическое давление $p = 0,5$ Н мм^{-2} , материал корки имеет среднюю температуру $T = 1200^\circ\text{C}$.

В нашем случае $\alpha = 1/5$; $A = 60,49$; $\beta = b/a = 5$. Из данных табл. 4.14 для $\alpha = 1/5$ имеем $v_\infty = 30,365$ и $R_\alpha^{-1/\alpha} = 0,915 \cdot 10^{-6}$. Из рис. 4.47 для $\alpha = 1/5$ и $\beta = 5$ следует $\frac{v(0,0)}{v_\infty} = 0,417$.

Масштабный множитель равен:

$$\frac{\frac{1}{\alpha} \frac{2}{2+2}}{A^\alpha h^\alpha} = 132,58,$$

а численное значение для скорости прогиба по выражению (4.53) составит $w(0,0) = 0,01535 \text{ мм} \cdot \text{с}^{-1}$. Прогиб за 60 секунд будет равен 0,92 мм.

В табл. 4.15 представлены данные об изменении скорости прогиба пластины в зависимости от изменения некоторых параметров, влияющих на процесс выпучивания корки в шаге между роликами, по сравнению с исходными данными. Результаты табл. 4.15 позволяют быстро оценить ход процесса прогиба пластины с изменением исходных параметров.

Таблица 4.15
Изменение скорости прогиба пластины в зависимости от исходных данных

№ варианта условий задачи	Изменяемый параметр	Изменение скорости прогиба по сравнению с примером ($\delta = 50 \text{ мм}$, $a = 400$, $T = 1200^\circ\text{C}$, $p = 0,5 \text{ Н} \cdot \text{мм}^{-2}$)
1	Толщина корки $\delta = 40 \text{ мм}$	В 11,64 раза больше
2	Толщина корки $\delta = 60 \text{ мм}$	В 7,43 раза меньше
3	Шаг между роликами $a = 500 \text{ мм}$	В 11,55 раза больше
4	Шаг между роликами $a = 300 \text{ мм}$	В 31,57 раза меньше
5	Ферростатическое давление $p = 0,6 \text{ Н} \cdot \text{мм}^{-2}$	В 2,49 раза больше
6	Ферростатическое давление $p = 0,4 \text{ Н} \cdot \text{мм}^{-2}$	В 3,05 раза меньше
7	Средняя температура $T = 1300^\circ\text{C}$	В 7,4 раза больше
8	Средняя температура $T = 1100^\circ\text{C}$	В 7,4 раза меньше

Анализ результатов настоящего раздела позволяет сформулировать следующие выводы.

1. Вариационный подход к расчету скорости прогиба пластины с реологическими свойствами с математической точки зрения является более универсальным, чем применяющиеся ранее методы, поскольку позволяет отбросить искажающие реальную ситуацию предположения о сводимости задачи к одномерной (без учета боковых граней заготовки) и о совпадении тензора изгибающих моментов с таковым для упругой пластины.

2. Результаты расчета существенно уточняют имеющуюся теоретическую картину прогиба прямоугольной пластины. В частности, обнаружено, что при малых показателях степени α в закономерности ползучести скорость прогиба в центре пластины стабилизируется при значительно большем отношении β длиной и короткой ее сторон, чем при значении $\alpha = 1$, соответствующем упругой пластине и реологической пластине с линейным законом ползучести.

3. В связи с предположением об однородности материала пластины целесообразно применять описанную методику в сочетании с расчетными моделями, учитывающими неоднородность материала по толщине пластины.

4. Предложенная методика позволяет производить количественный расчет прогиба пластин, обладающих как свойствами ползучести, так и пластичности при степенном законе упрочнения.

4.9.7. Уточнение закона квадратного корня

Так называемый закон квадратного корня, описывающий зависимость толщины корки заготовки от квадратного корня из времени, до сих пор применяется в некоторых расчетах. Его недостатки перечислены в главе 1, однако достоинством является простота.

Скорректированные зависимости $\delta(\tau)$ для различных скоростей разливки, режимов охлаждения, величины перегрева жидкого металла, полученные в результате статистической обработки, позволяют существенно уточнить результаты расчетов, однако для аналитических решений эти зависимости мало пригодны.

Например, при расчете накопленного прогиба корки сляба при длительной (несколько минут) остановке МНЛЗ, нужно вычислить интеграл по времени, в который входит $\delta(\tau)$. Аппроксимирующие формулы достаточно громоздки и не позволяют решить эту задачу. Поэтому возникла потребность подбора таких зависимостей $\delta(\tau)$, которые, с одной стороны, достаточно точно описывают результаты расчетов, с другой стороны, имеют простую математическую форму зависимости. В качестве такой формы была принята:

$$\delta(\tau) = B(\tau - \tau_0)^\beta.$$

Здесь неизвестные коэффициенты B , τ_0 и показатель степени β подбираются для каждого из трех режимов охлаждения, трех величин перегрева и шести скоростей разливки (всего $3 \cdot 3 \cdot 6 = 54$ сочетания параметров). Подбор производится с помощью специальной программы, исходя из условия как можно более точного приближения расчетных значений толщины корки δ в нескольких точках вдоль технологической оси МНЛЗ. Результаты расчета B , τ_0 , β приведены в табл. 4.16–4.18. Для каждой строки исходные данные заданы в виде $MpNNsKKv$, где первая цифра M — режим охлаждения, p — обозначение перегрева, NN — относительная температура перегрева, s — обозначение скорости, KK — скорость вытягивания слитка, v — обозначение верхней грани.

Таблица 4.16

Первый режим

	β	B	τ_0
1p20s04v	0,550348	24,792	-0,602
1p20s06v	0,604680	21,680	-0,166
1p20s08v	0,557120	24,376	-0,354
1p20s10v	0,565524	23,946	-0,262
1p20s12v	0,578741	23,368	-0,189
1p20s15v	0,590688	22,940	-0,120
1p40s04v	0,550696	24,442	-0,727
1p40s06v	0,576359	22,831	-0,405
1p40s08v	0,564319	23,525	-0,380
1p40s10v	0,569949	23,298	-0,304
1p40s12v	0,574067	23,223	-0,253
1p40s15v	0,580104	23,073	-0,194
1p60s04v	0,565417	23,006	-0,729
1p60s06v	0,577624	22,278	-0,481
1p60s08v	0,575149	22,362	-0,383
1p60s10v	0,579230	22,285	-0,314
1p60s12v	0,586579	22,229	-0,260
1p60s15v	0,581947	22,483	-0,224

Таблица 4.17

Второй режим

	β	B	τ_0
2p20s04v	0,527625	25,877	-0,587
2p20s06v	0,537403	24,852	-0,396
2p20s08v	0,551371	24,150	-0,285
2p20s10v	0,554679	23,857	-0,220
2p20s12v	0,556998	23,882	-0,195
2p20s15v	0,564950	23,542	-0,145
2p40s04v	0,525945	25,699	-0,724
2p40s06v	0,539462	24,393	-0,477
2p40s08v	0,552274	23,575	-0,335
2p40s10v	0,557826	23,324	-0,269
2p40s12v	0,559570	23,406	-0,242
2p40s15v	0,564421	23,323	-0,212
2p60s04v	0,539361	24,410	-0,757
2p60s06v	0,551207	23,181	-0,481
2p60s08v	0,563470	22,499	-0,348
2p60s10v	0,568361	22,488	-0,291
2p60s12v	0,571231	22,353	-0,241
2p60s15v	0,573586	22,390	-0,199

Таблица 4.18

Третий режим

	β	B	τ_0
3p20s04v	0,464208	28,829	-0,825
3p20s06v	0,490385	26,444	-0,508
3p20s08v	0,534158	23,745	-0,222
3p20s10v	0,542060	23,323	-0,178
3p20s12v	0,548663	23,021	-0,143
3p20s15v	0,556475	22,700	-0,101
3p40s04v	0,459591	28,843	-0,967
3p40s06v	0,492121	25,968	-0,578
3p40s08v	0,535908	23,347	-0,296
3p40s10v	0,546206	22,797	-0,223
3p40s12v	0,551393	22,608	-0,188
3p40s15v	0,569311	21,659	-0,038
3p60s04v	0,469715	27,479	-0,996
3p60s06v	0,501209	25,016	-0,619
3p60s08v	0,550714	22,175	-0,295
3p60s10v	0,560084	21,562	-0,209
3p60s12v	0,561456	21,642	-0,191
3p60s15v	0,569064	21,402	-0,147

4.9.8. Методика расчета прогиба и деформаций корки

В данном разделе обсуждается приложение результатов, приведенных в пп. 4.9.1—4.9.7, для расчета прогиба верхней грани сляба и блюма, движущихся с постоянной скоростью; накопления выпучивания боковой грани сляба; выпучивания корки при остановке. Проводится сравнение моделей при выборе шагов МНЛЗ (точное решение, коэффициент формы).

Расчет для движущейся верхней грани сляба

Для расчета выпучивания верхней грани сляба, движущегося с постоянной скоростью, используются результаты, приведенные в пп. 4.9.1—4.9.6. Применяются две модели. «Линейная» модель прогиба в условиях линейной зависимости скорости деформирования от напряжения, это аналог упругой модели, однако здесь учитывается изменение деформаций, а следовательно, и прогиба с течением времени. «Нелинейная» модель прогиба в предположении, что свойства материала соответствуют формуле (4.22) для установившейся ползучести, приведенной в п. 4.9.1. Эту модель и линейную можно рассматривать лишь как некоторое приближение к реальности, поскольку в ней не учитывается поведение материала в условиях неустановившейся ползучести, а также вклад в деформацию от ее упругой составляющей.

В обеих моделях принято предположение о линейном распределении температуры по толщине корки. Это соответствует определенному «захолаживанию» корки, а следовательно, уменьшению прогиба, что компенсируется поправочным коэффициентом.

В линейной модели максимальный прогиб корки вычисляется по формуле:

$$y_{\max} = Y_l \frac{ps^5}{\delta^3 v} 2^{T/100}, \quad (4.54)$$

где y_{\max} — максимальный прогиб в шаге, мм;
 p — ферростатическое давление, МПа;
 s — шаг роликов, мм;
 δ — толщина корки, мм;
 v — скорость вытягивания, мм/с;
 T — температура поверхности, °C;
 Y_l — числовой коэффициент.

Максимальная деформация ϵ_{\max} (%) рассчитывается по формуле:

$$\epsilon_{\max} = E_p \frac{ps^3}{\delta^2 v} 2^{T/100}. \quad (4.55)$$

В нелинейной модели для расчета максимальных прогиба и деформации корки в условиях высокотемпературной ползучести применяются формулы:

$$y_{\max} = Y_p \frac{p^5 s^{13}}{\delta^{11} v} 2^{T/100}, \quad (4.56)$$

$$\epsilon_{\max} = E_p \frac{p^5 s^{11}}{\delta^{10} v} 2^{T/100}, \quad (4.57)$$

здесь Y_p , E_p — числовые коэффициенты.

На рис. 4.48 показаны изменения деформаций на фронте кристаллизации в местах контакта с роликами, а на рис. 4.49 — прогибы корки в шагах роликов по линейной вязкоупругой модели.

Расчет для движущейся широкой грани блюма

Методика расчета прогиба корки в случае блюмовых и сортовых МНЛЗ отличается учетом влияния боковых граней, способных существенно уменьшить выпучивание. Для расчета используется модель балки, но полученный по этой модели результат умножается на поправочный коэффициент формы,

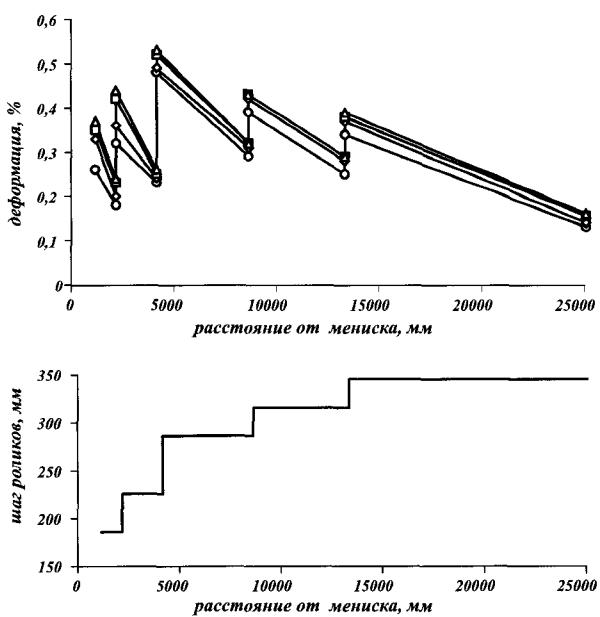


Рис. 4.48. Изменение деформаций на фронте кристаллизации и значения шагов роликов движущейся заготовки 300×1900 мм со скоростью:

—○— 0,6 м/мин —◆— 1,0 м/мин —□— 1,4 м/мин —▲— 1,8 м/мин

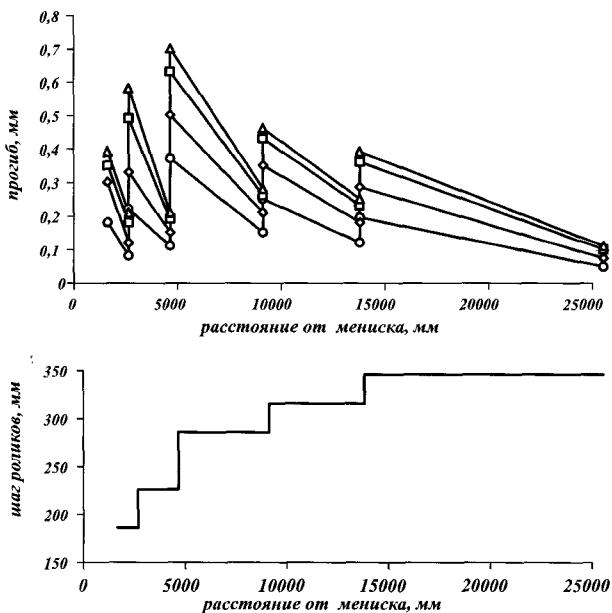


Рис. 4.49. Изменение прогибов в шагах роликов и значения шагов роликов движущейся заготовки 300×1900 мм со скоростью:
 0,6 м/мин 1,0 м/мин 1,4 м/мин 1,8 м/мин

шина отношение сторон прямоугольника велико. Например, при шаге 250 мм и ширине сляба 1700 мм отношение сторон $\beta > 6$, поэтому поправочный коэффициент близок к 1. Для сортовых машин отношение β ширины заготовки и шага между роликами бывает близко к 1, а в этом случае умножение на поправочный коэффициент уменьшает выпучивание и деформацию в несколько раз.

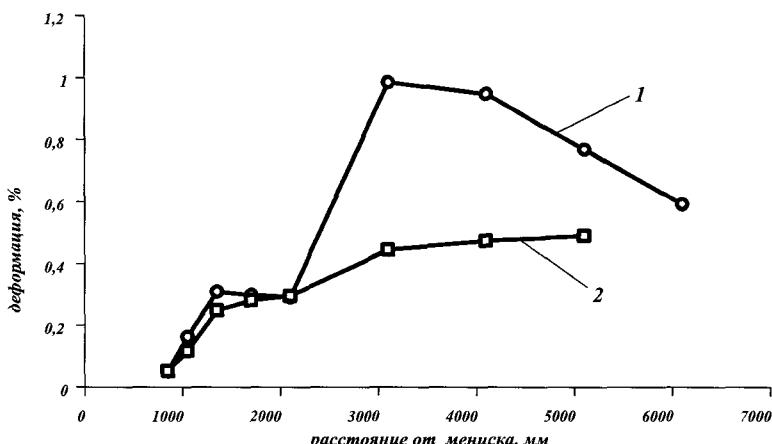


Рис. 4.50. Изменение деформаций на фронте кристаллизации широкой грани блюмовой заготовки 430×430 мм при разливке со скоростью 0,4 м/мин: 1 — вязко-упругая модель; 2 — упруго-пластическая модель

приведенный в п. 4.9.6. Таким образом, реально используется модель прямоугольной пластины с защемленными краями.

Рис. 4.50 и 4.51 иллюстрируют корреляцию результатов по упругой и вязко-упругой моделям величины прогибов в шагах и деформаций на фронте кристаллизации. При достаточно малых шагах результаты расчетов по обеим моделям близки, а при больших 1 м, характерных для блюмовых МНЛЗ, упруго-пластическая модель может давать существенно заниженные значения из-за неучета в упругой модели фактора времени прохождения больших шагов, когда проявляются эффекты ползучести.

В случае слябовых ма-

шин например, при шаге 250 мм и ширине сляба 1700 мм отношение сторон $\beta > 6$, поэтому поправочный коэффициент близок к 1. Для сортовых машин отношение β ширины заготовки и шага между роликами бывает близко к 1, а в этом случае умножение на поправочный коэффициент уменьшает выпучивание и деформацию в несколько раз.

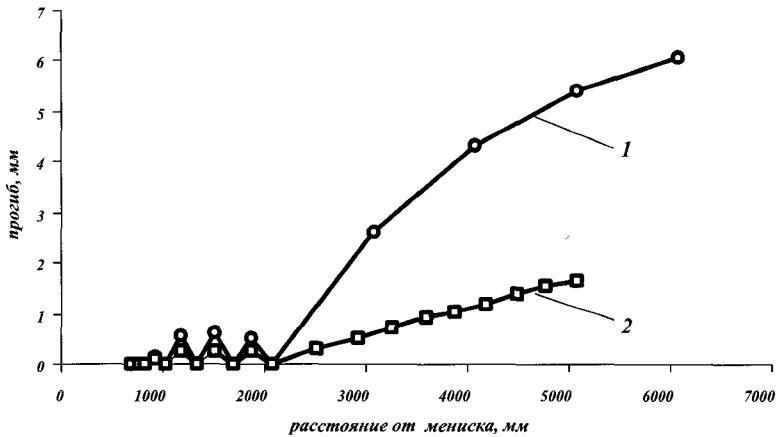


Рис. 4.51. Изменение прогибов блюмовой заготовки 430×430 мм в шагах роликов при разливке со скоростью 0,4 м/мин: 1 — вязко-упругая модель; 2 — упруго-пластическая модель

Если шаг между роликами становится больше ширины заготовки, то длина и ширина прямоугольника меняются ролями (в п. 4.9.6 предполагается, что длина всегда больше ширины).

Расчет накапленного выпучивания боковой грани

Выпучивание боковой грани приводит к образованию так называемой ее бочкообразности. Механизм ее образования состоит в постепенном накоплении прогиба по мере продвижения поперечного сечения слитка вдоль технологической оси МНЛЗ, начиная от нижнего среза кристаллизатора.

Для расчета используется модель поперечной балки (лежащей в поперечном сечении заготовки) (см. п. 4.9.4). В этом случае длина рассчитываемой балки определяется как толщина сляба минус удвоенная толщина корки (корка верхней и нижней граней). Модель позволяет вычислить скорость прогиба в каждый момент времени. Численно интегрируя скорость прогиба вдоль технологической оси (с учетом скорости вытягивания) можно получить накопленный прогиб боковых граней.

Расчеты и практика показывают, что наиболее быстрое выпучивание происходит в районе первых двух-шести метров под кристаллизатором в зависимости от толщины заготовки. Поэтому для уменьшения прогиба в начальной зоне, а также суммарного накапленного прогиба, под кристаллизатором часто устанавливают поддерживающие боковые ролики, особенно в случае толстых (более 350 мм) заготовок, либо при литье с большими скоростями.

На рис. 4.52, 4.53 (см. цветную вкладку) приведен пример изменения накапленного прогиба узкой грани в зависимости от толщины заготовки и скорости литья. Оба фактора существенно влияют на значения прогиба. В этом случае применение вязко-упругой модели не имеет упругой или упруго-пластической альтернативы, а факторы толщины заготовки и скорости литья следует учитывать при определении протяженности торцевой поддержки.

Расчет выпучивания при остановке

Важной задачей является вычисление накопленного прогиба корки в шагах роликов при остановке МНЛЗ на определенный промежуток времени. Для этого расчета используется формула, полученная путем интегрирования в времени уточненной квадратичной зависимости роста корки сляба, рассмотренной в п. 4.9.7. Благодаря простому виду этой зависимости, соответствующий интеграл удается взять в аналитическом виде. В противном случае построение таблицы выпучивания в каждом шаге МНЛЗ с течением времени был бы весьма трудоемкой задачей.

Примеры изменения прогибов корки широкой грани сляба 250×1350 мм шагах роликов в зависимости от скорости литья приведены на рис. 4.54. Видно, что прогиб в шаге при вынужденной остановке 3–5 мин увеличивается в сравнении со значением в стационарном процессе в 10–20 раз.

Сравнение результатов расчета деформаций и прогибов по различным моделям

Рассмотрим вопрос применимости упругой, упруго-пластической и вязкоупругой моделей для расчета деформаций и прогибов корки и, соответственно для выбора шагов технологического канала МНЛЗ. В табл. 4.19 приведен результаты расчета деформаций по трем моделям в диапазоне скоростей литья 0,6–1,6 м/мин.

Результаты, приведенные в табл. 4.19, свидетельствуют о том, что значения деформаций на фронте кристаллизации по трем моделям: упругой, упруго-пластической и вязко-упругой, коррелируют удовлетворительно. Уровень вязко-упругих деформаций при низких скоростях литья выше, чем в двух других. Это логично, т. к. время прохождения шага роликов увеличивается, а, следовательно, деформации увеличиваются за счет ползучести. При высоких скоростях литья эта разница незначительна. Учитывая, что наибольших значений деформации на фронте кристаллизации достигают при максимальных скоростях литья, на которые и проектируются МНЛЗ, следует констатировать, что для выбора шагов слябовых МНЛЗ пригодна любая из трех моделей.

Сравнивая соотношения (4.54), (4.55), используемые в линейной модели, соотношениями (4.56), (4.57) для нелинейной модели, можно видеть, что прогиб и деформация в нелинейной модели гораздо чувствительнее к изменению основных исходных параметров p (ферростатического давления), s (шага роликов), δ (толщины корки). Например, деформация в линейной модели квадратично зависит от шага. Это означает, что при увеличении шага на 10% деформация увеличится на 20%. В нелинейной модели деформация пропорциональна 10-ой степени шага. Значит, при увеличении шага на 10% деформация возрастет в 2,6 раза.

Таким образом, незначительное изменение параметров приводит к резкому изменению расчетных величин деформации и выпучивания, причем линейная и нелинейная модели дают существенно различные результаты. Поэтому обе модели следует рассматривать как оценочные, определяющие границы возможных значений реальных величин деформации и прогиба.

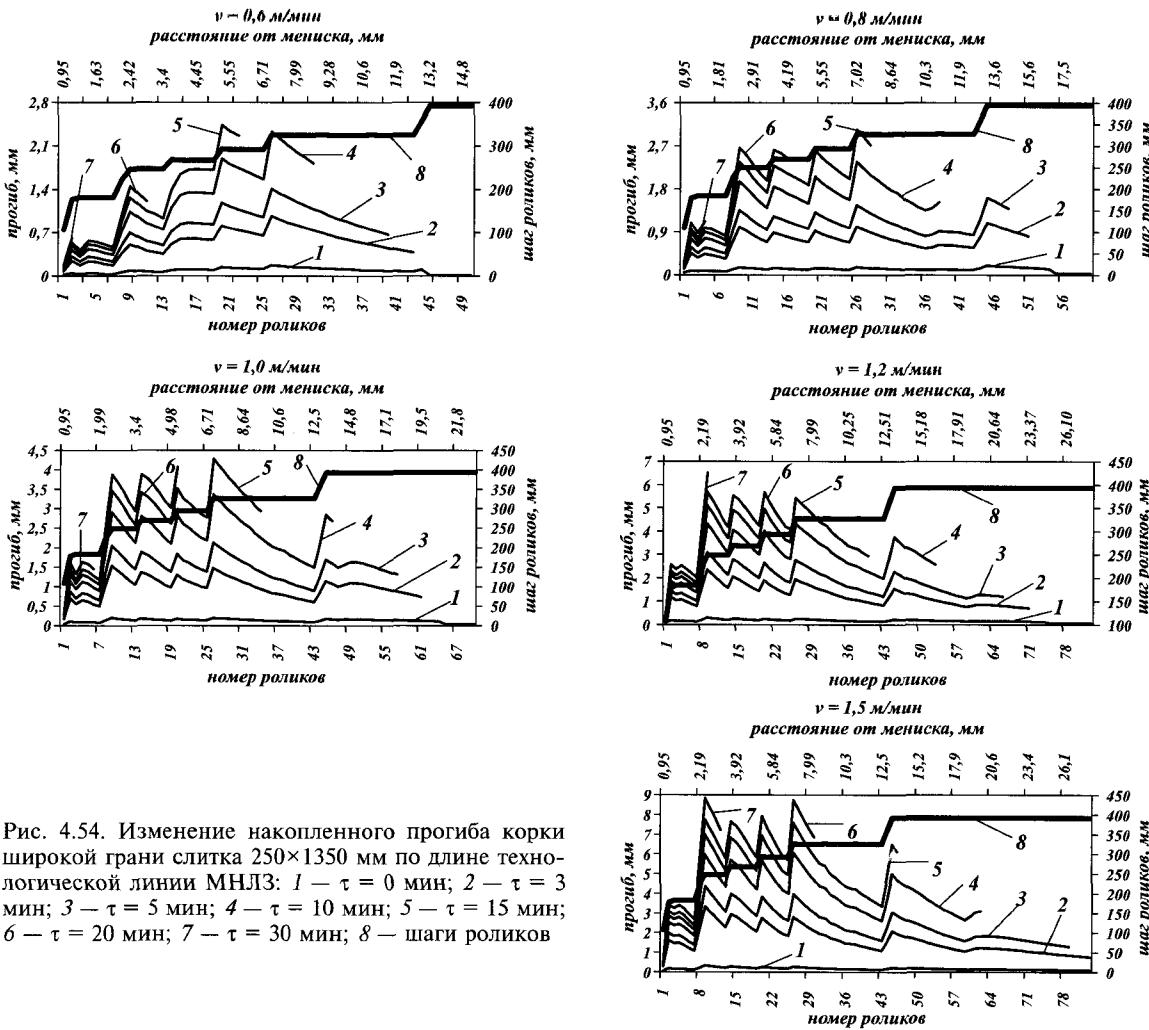


Рис. 4.54. Изменение накопленного прогиба корки широкой грани слитка 250×1350 мм по длине технологической линии МНЛЗ: 1 — $\tau = 0 \text{ мин}$; 2 — $\tau = 3 \text{ мин}$; 3 — $\tau = 5 \text{ мин}$; 4 — $\tau = 10 \text{ мин}$; 5 — $\tau = 15 \text{ мин}$; 6 — $\tau = 20 \text{ мин}$; 7 — $\tau = 30 \text{ мин}$; 8 — шаги роликов

Таблица 4.1

**Корреляция результатов расчета деформаций корки сляба 300×1900 мм
по различным моделям поведения материала**

Ско- рость лия, м/мин	Расстояние от мениска, мм	Темпе- ратура, °C	Шаг роликов, мм	Толщина корки, мм	Ферроста- тическое давление, МПа	Деформация, %		
						упругая модель	упруго- пластическая модель	вязко- упругая модель
0,6	2120	1195	180 220	45	0,148	0,09 0,13	0,07 0,12	0,1
	4100	1154	220 280	64	0,287	0,11 0,18	0,08 0,16	0,12
	8580	1099	280 310	96	0,578	0,14 0,17	0,11 0,14	0,12
	13260	1064	310 340	124,5	0,804	0,12 0,15	0,11 0,13	0,12
1	2120	1195	180 220	33	0,148	0,16 0,24	0,13 0,24	0,19
	4100	1154	220 280	48,5	0,287	0,19 0,31	0,13 0,28	0,22
	8580	1099	280 310	72	0,578	0,24 0,29	0,18 0,24	0,21
	13260	1064	310 340	92,5	0,804	0,22 0,27	0,17 0,21	0,19
1,4	2120	1195	180 220	26	0,148	0,26 0,39	0,20 0,40	0,31
	4100	1154	220 280	40	0,287	0,28 0,45	0,20 0,43	0,32
	8580	1099	280 310	60	0,578	0,34 0,42	0,26 0,35	0,3
	13260	1064	310 340	76	0,804	0,32 0,39	0,24 0,31	0,28
1,6	2120	1195	180 220	23	0,148	0,31 0,47	0,25 0,48	0,38
	4100	1154	220 280	37	0,287	0,33 0,53	0,23 0,50	0,38
	8580	1099	280 310	56	0,578	0,40 0,49	0,30 0,41	0,36
	13260	1064	310 340	71	0,804	0,38 0,45	0,28 0,36	0,32

Примечание. В числителе и знаменателе приведены значения шагов и соответствующих деформаций под роликами в местах стыка секций роликов различного диаметра (значения рядом с дробью соответствуют переходному ролику).

Однако при решении обратной задачи — подбора рекомендуемого шага из условия заданной максимальной деформации на фронте кристаллизации — значения шагов по обеим моделям оказываются достаточно близки. В табл. 4.20

Таблица 4.20

**Рекомендуемые шаги вдоль технологической оси при разливке со скоростью 1 м/мин
по нелинейной ($\alpha = 1/5$) и линейной ($\alpha = 1$) моделям**

I			II		
<i>n</i>	$\alpha = 1/5$	$\alpha = 1$	<i>n</i>	$\alpha = 1/5$	$\alpha = 1$
1	281	218	33	361,6	350,3
2	298,3	253,2	34	363,5	353,5
3	298,8	245,7	35	366,8	358,3
4	300,1	248,7	36	369	361,8
5	303,8	253,6	37	372	365,8
6	308,3	260,1	38	375,5	370,9
7	311,4	266,4	39	378,9	376,0
8	313,8	267,3	40	382,2	381,1
9	316,3	265,9	41	385,6	385,5
10	317,9	268,8	42	389,2	390,1
11	320,5	273,3	43	392	392
12	322,4	277,1	44	395,5	395,1
13	324,9	281,7	45	399,6	397,9
14	325,9	285,9	46	403,8	402,3
15	328,4	291,3	47	409	407,9
16	329,8	295,4	48	413,9	413,4
17	331,7	299,3	49	419,7	419,6
18	333,5	303,8	50	425,2	425,6
19	335,5	307,9	51	431,1	431,9
20	336,1	308,9	52	437,5	438,5
21	337,5	310,4	53	444	445,3
22	339,0	313,6	54	449,1	448,6
23	340,8	317,1	55	451,8	442,1
24	342,5	320,6	56	454,8	435,8
25	344,6	324,3	57	459,5	436,3
26	347	328,8	58	465	438,9
27	349,4	333,5	59	471,1	441,8
28	351,7	337,5	60	477,4	445,7
29	354,1	341,5	61	483,8	449,5
30	355,6	343,2	62	490,5	454,4
31	357,5	345,6	63	497,9	459,6
32	359,6	348,3	64	508,5	464,8

приведены рекомендуемые шаги вдоль технологической оси, обеспечивающие максимальную деформацию 0,37%. Номера в первой колонке соответствуют реальным шагам исследованной МНЛЗ. Нелинейная модель соответствует $\alpha = 1/5$; линейная модель соответствует $\alpha = 1$.

ЛИТЕРАТУРА

1. Никсовских В. М., Карлинский С. Е., Беренов А. Д. Машины непрерывного литья слябовых заготовок.— М.: Металлургия. 1991.— 272 с.
2. Harste K., Deisinger M., Steinert J., Tacke K.-H. // Stahl und Eisen. 115 (1995). № 24. Р. 118.
3. Patrick B., Short M. W., Walmsley R., Barber B., Harste K., Tacke K.-H., Steinen J. Crack Prevention in Continuous Gasting. // 1997. EGKS Absehlubbericht. Project 7210-CA/833/167/168. Commission of the European Communistics.
4. Харсте К., Такке К. Г. Критерии расчета слябовых МНЛЗ с высокими требованиями к качеству непрерывнолитой заготовки. // Черные металлы. 1998. № 4. С. 24—31.
5. Deisinger M., Tacke K.-H. Unbinding of continuously cast slabs with liquid core. // Ironmaking and Steelmaking (demnachst). 1988.
6. Пальмерс А., Этьен Ф., Миньон Ж. Расчет механических и термических напряжений в непрерывнолитой заготовке. // Черные металлы. 1979. № 19. С. 3—11.
7. Денисов Ю. В., Комратов Ю. С., Кузовков А. Я. и др. Расчет деформирования корки сляба под действием ферростатического давления с учетом деформации ползучести. // Сталь. 1998. № 5. С. 27—29.
8. Денисов Ю. В., Комратов Ю. С., Кузовков А. Я. и др. Исследование ползучести кристаллизующегося непрерывнолитого слитка. // Сталь. 1998. № 6. С. 20—22.
9. Денисов Ю. В., Мендельсон В. М. Деформация движущегося слитка в условиях ползучести // Изв. вузов. Черная металлургия. 1991. № 5. С. 30—31.
10. Naitou M., Takata S., Yuhara A. et al. High Speed Casting Technology by Analysis of Internal Cracks in Slabs at Continuous Caster // Steelmaking Conference Proceedings. 1999. Р. 79—87. Англ.
11. Качанов Л. М. Основы теории пластичности.— М.: Главная редакция физико-математической литературы издательства «Наука». 1969.
12. Безухов Н. И. Основы теории упругости, пластичности и ползучести.— М.: Государственное издательство «Высшая школа». 1961.— 537 с.
13. Шваха К., Фестль Х., Кригнер О., Шпис И.. Комбинированная слябовая УНРС // Труды Третьего конгресса сталеплавильщиков / М. 1996.
14. Феодосьев В. И. Сопротивление материалов.— М.: Главная редакция физико-математической литературы издательства «Наука». 1974.— 375 с.
15. Smarzinski Z., Weber J.D. Conflement des brames dans la coulee continue de l'acier // Cah.Groupe fr. Rheol. 1983. v. 6. № 1—2. P. 109—124.
16. Wray P. J. Effect of carbon content of the plastic flow of plain carbon steels at elevated temperature — Metallurgical Transactions A. v. 13. 1982. P. 125—134.
17. Арутюнян Н. Х. Некоторые вопросы теории ползучести. — М.: Гостехиздат, 1952.
18. Onishi K., Nagai K. // Testu-to-Hagane. 1985. № 11. Р. 1482—1489.
19. Бойцов Ю. И., Данилов В. Л. Высокотемпературная ползучесть и разрушение непрерывнолитой стали // Сб. научн. трудов № 83 / М.: Моск. энерг. ин-т. 1986. С. 57—64.
20. Matsumia T., Nakamura Y. Mathematical model of slab bulging during continuous casting // Appl. Math. and Phys. Models Iron and Steel Ind. Proc. 3rd Process Technol. Conf., Pittsburgh, Pa, 28—31 March 1982. New York. 1982. P. 264—270.
21. Sorimachi K., Emi T. Elastoplastic stress analysis of bulging as a major cause of internal cracks in continuously cast slabs // Tetsu to hagane. 1977. v. 63. № 8. P. 1297—1304.
22. Daniel S. S. Roll-containment model for strand cast slabs and blooms // Ironmaking and Steelmaking. 1982. № 1. Р. 16—24.
23. Fujii H., Ohashi T., Hiromoto T. On the formation of the internal cracks in continuously cast slabs // Transact. Iron and Steel Inst. Japan. 1978. v. 18. № 8. Р. 510—518.
24. Тимошенко С. П., Войновский-Кригер С. Пластинки и оболочки.— М.: Наука. 1966.— 635 с.
25. Работников Ю. Н. Ползучесть элементов конструкций.— М.: Наука. 1966.— 752 с.
26. Михлин С. Г. Вариационные методы в математической физике.— М.: Наука. 1970.— 512 с.

27. Смирнов В. И. Курс высшей математики: В 5 т.— М.: Физматгиз. 1957.— т. 4.— 812 с.
28. Корзунин Л. Г. Решение уравнения прогиба пластины, обладающей свойством нелинейной ползучести // Механика твердого тела. 1989. № 5. С. 120—123.
29. Корзунин Л. Г., Карлинский С. Е. Вариационный метод расчета скорости прогиба прямоугольной пластины в условиях высокотемпературной ползучести. // Проблемы прочности. 1989. № 2. С. 75—78.

5. ПРОЦЕДУРА РАСЧЕТА ОСНОВНЫХ ПАРАМЕТРОВ МНЛЗ

Процедура расчета основных параметров МНЛЗ сводится к определению базового радиуса, длин участков правки, границ участков правки, углов сопряжения с вертикальным, дуговым и горизонтальным участками, шагов роликов, обеспечивающих величину деформаций на фронте кристаллизации, не превышающую допустимую. Такой расчет является предварительным, после чего следует конструкторская проработка, секционирование (разбиение на роликовые блоки с одинаковыми шагами), выбор стыковочных шагов для монтажа и демонтажа роликовых блоков, корректировка шагов и проверочный расчет по допустимым деформациям.

5.1. Допустимые деформации на фронте кристаллизации

Величина допустимых деформаций разрушения для различных сталей различна. В литературе называются широкие интервалы их значений. Например, авторы [1] приводят следующие значения критических деформаций:

- для мало- и среднеуглеродистых сталей — 1–1,5%;
- для высокоуглеродистых сталей — 0,5–1%;
а также рекомендуют формулу для расчета критической деформации:

$$\varepsilon = \dot{\varepsilon}^{-0,2142} \exp[-2,748 - 1,239C + 0,00929(Mn/S)C], \quad (5.1)$$

где ε — деформация на фронте кристаллизации,

$\dot{\varepsilon}$ — скорость деформации;

C, Mn, S — процентное содержание углерода, марганца и серы.

Имеются литературные данные о низких пластических свойствах некоторых трещиночувствительных сталей, для которых значение критической деформации достигает 0,2% [2] и даже 0,1% [3]. Большой разброс литературных данных по значениям критических деформаций обусловлен сложностью экспериментальных исследований, различием методов испытаний, формы образцов и т. д. При этом часто в литературных источниках данные об условиях

проведения экспериментов не приводятся. По этой причине к использованию литературных данных следует подходить осторожно. В этих условиях ориентиром может служить опыт создания и эксплуатации МНЛЗ совместно с результатами расчетов деформации на фронте кристаллизации. Расчеты позволяют установить закономерности изменения деформаций на фронте кристаллизации по технологической линии МНЛЗ, а результаты эксплуатации позволяют получить представление о проблемах с качеством. На рис. 5.1 (см. цветную вкладку) показан характер изменения величин деформаций на фронте кристаллизации при разливке низколегированной стали со скоростью 1,2 м/мин на МНЛЗ проектных разработок различных фирм, полученных расчетным путем для заготовок $250 \times 1500 - 1800$ мм; на рис. 5.2 приведен пример исполнения технологического канала в проектах фирм «Уралмаш — МО» и «ФАИ-Уралмаш».

Практически все фирмы-проектировщики конструируют свои МНЛЗ таким образом, чтобы в верхней части МНЛЗ при скорости до 1,5 м/мин величина деформаций достигала значений 0,5—0,6%, а ближе к концу жидкой фазы — 0,2—0,3%. Для более высоких скоростей разливки уровень деформаций может достигать и больших значений, например, авторы [4] приводят следующий график изменения предельной допустимой деформации от времени разливки (рис. 5.3).

Данные о марочном составе авторами [4] не приводятся, но известно, что на МНЛЗ разливаются стали с $C = 0,03 - 0,07\%$ при скорости литья 2,5 м/мин и среднеуглеродистые стали с $C = 0,07 - 0,22\%$ при скорости 1,8 м/мин. Обращает на себя внимание тенденция существенного уменьшения критической деформации от 1,6% под кристаллизатором до 0,4% к окончанию жидкой фазы, что может быть связано с ростом концентрации ликвиков.

В концепции фирмы «Уралмаш — МО» построения технологического канала применяется следующая зависимость допустимой деформации на фронте кристаллизации от скорости литья и расстояния от мениска:

$$\varepsilon_d = 0,21501 - 0,00034L^2 + 0,12155v^2, \quad (5.2)$$

где ε_d — допустимая деформация на фронте кристаллизации, %;

L — расстояние от мениска, мм;

v — скорость литья, м/мин.

В формуле (5.2) следует принимать максимальные значения скорости литья, на которую проектируется МНЛЗ. Значение скорости введено в формулу (5.2) для того, чтобы при проектировании скоростных МНЛЗ, предназначенных для литья со скоростью выше 1,6 м/мин, дозированно увеличивать значение допустимой деформации. При проектировании МНЛЗ, предназначенных для разливки с относительно низкими скоростями, в формуле (5.2) следует задавать значения скорости 1,4—1,6 м/мин.

На участке загиба толщина корки слитка и величина ферростатического давления практически не зависят от базового радиуса, а, следовательно, его величина не влияет на деформацию выпучивания в шагах роликов участка загиба (рис. 5.4).

Участки загиба и разгиба являются наиболее сложными для проектирования, т. к. на этих участках суммарные деформации на фронте кристаллизации складываются из деформаций от выпучивания в шагах роликов и деформаций правки.

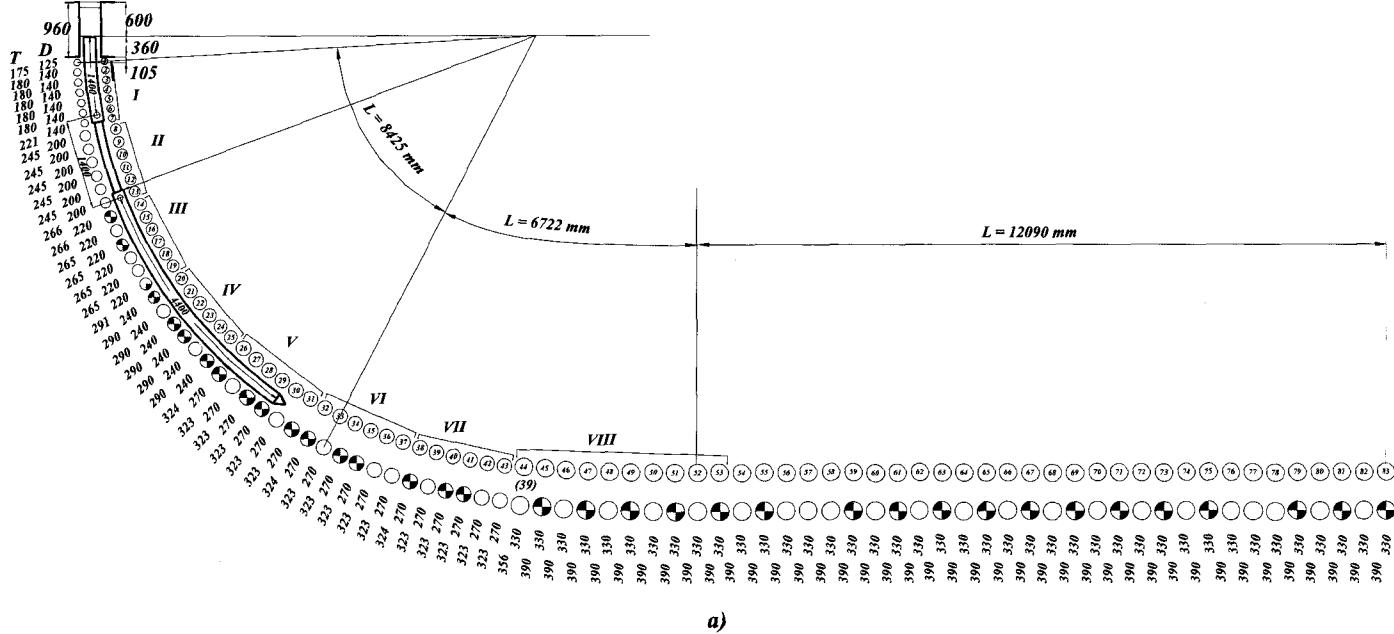


Рис. 5.2а. Пример исполнения технологического канала МНЛЗ № 2 ММК — проект фирмы «Уралмаш — МО»

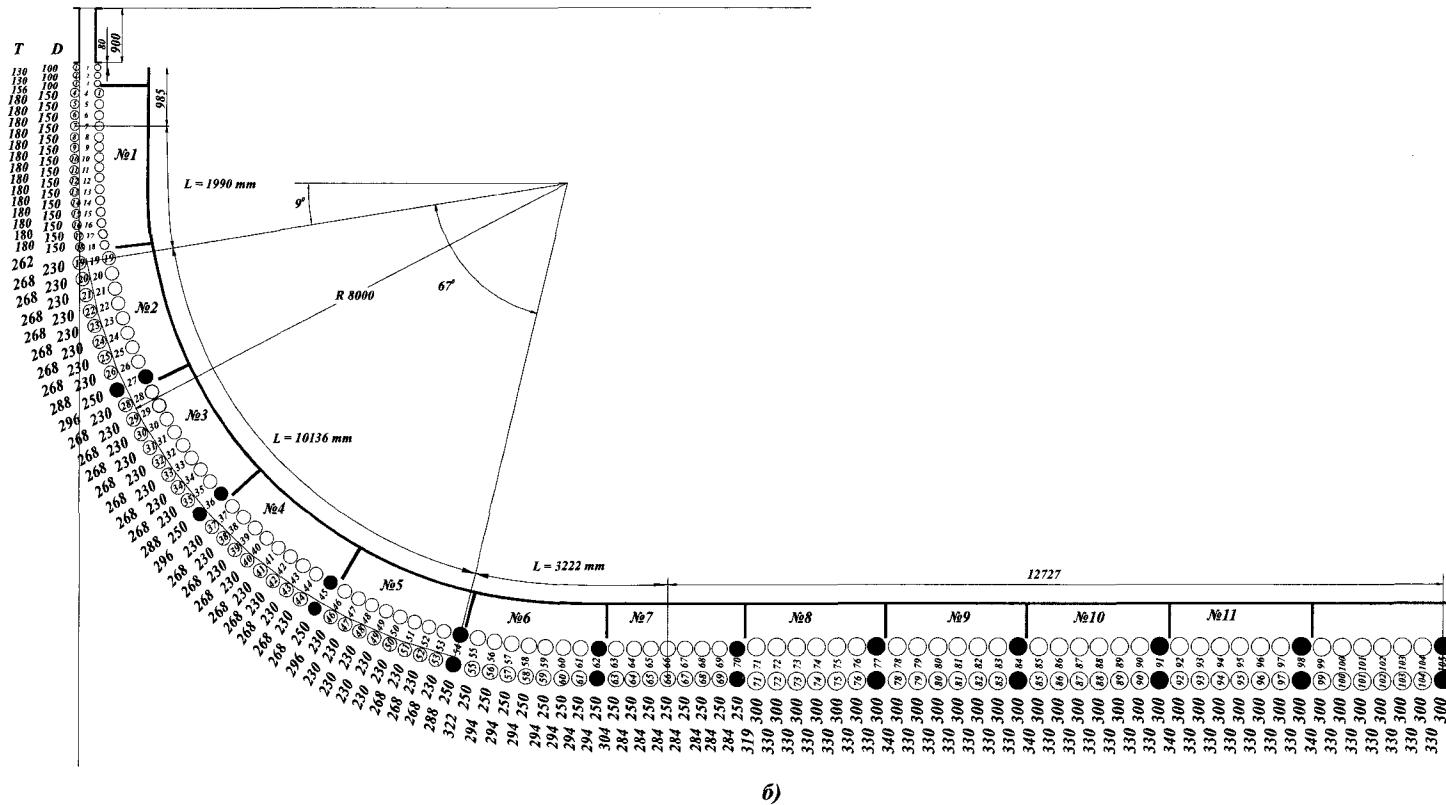


Рис. 5.26. Пример исполнения технологического канала МНЗ № 6 НЛМК — проект фирм «ФАИ-Уралмаш»

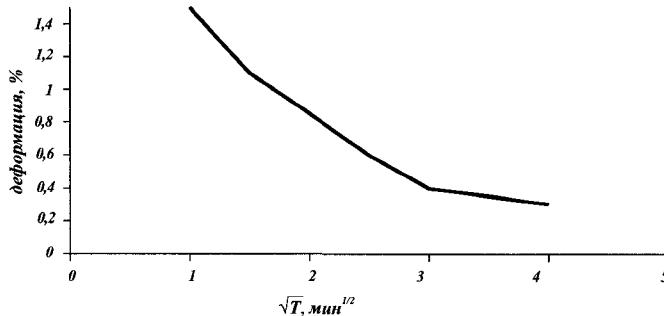


Рис. 5.3. Изменение критической деформации в зависимости от времени кристаллизации (по длине технологической линии МНЛЗ) [4]

При одинаковых длинах участков загиба и разгиба скорость изменения кривизны на этих участках одинакова, однако большее расстояние от нейтральной оси до фронта кристаллизации вследствие значительно меньшей толщины корки на участке загиба (особенно при больших толщинах заготовки) делает деформации правки на участке загиба критичными (рис. 5.5—5.8).

На участке разгиба величина ферростатического давления при уменьшении базового радиуса снижается быстрее, чем толщина корки, а следовательно, создаются предпосылки для уменьшения величины выпучивания. В то же время деформации правки увеличиваются, но они значительно менее чувствительны к толщине заготовки, чем на участке загиба, вследствие достаточно большой толщины корки и, соответственно, меньшего расстояния от нейтральной оси до фронта кристаллизации (рис. 5.9—5.12).

Анализируя приведенные на рис. 5.5—5.8 и 5.9—5.12 зависимости деформаций правки от величин базового радиуса, толщины заготовки и длин участков правки, можно констатировать, что для МНЛЗ с радиальным кристаллизатором имеются широкие возможности уменьшения базового радиуса за счет удлинения участка разгиба без ущерба для уровня деформаций на фронте кристаллизации, при этом высота МНЛЗ при постоянном радиусе практически не зависит от длины участка разгиба. Для МНЛЗ с загибом и разгибом также существует возможность уменьшения базового радиуса за счет удлинения участка загиба. При проектировании МНЛЗ необходимо обеспечить такой профиль траектории технологического канала и величины шагов роликов, чтобы деформации на фронте кристаллизации не превысили допускаемую величину.

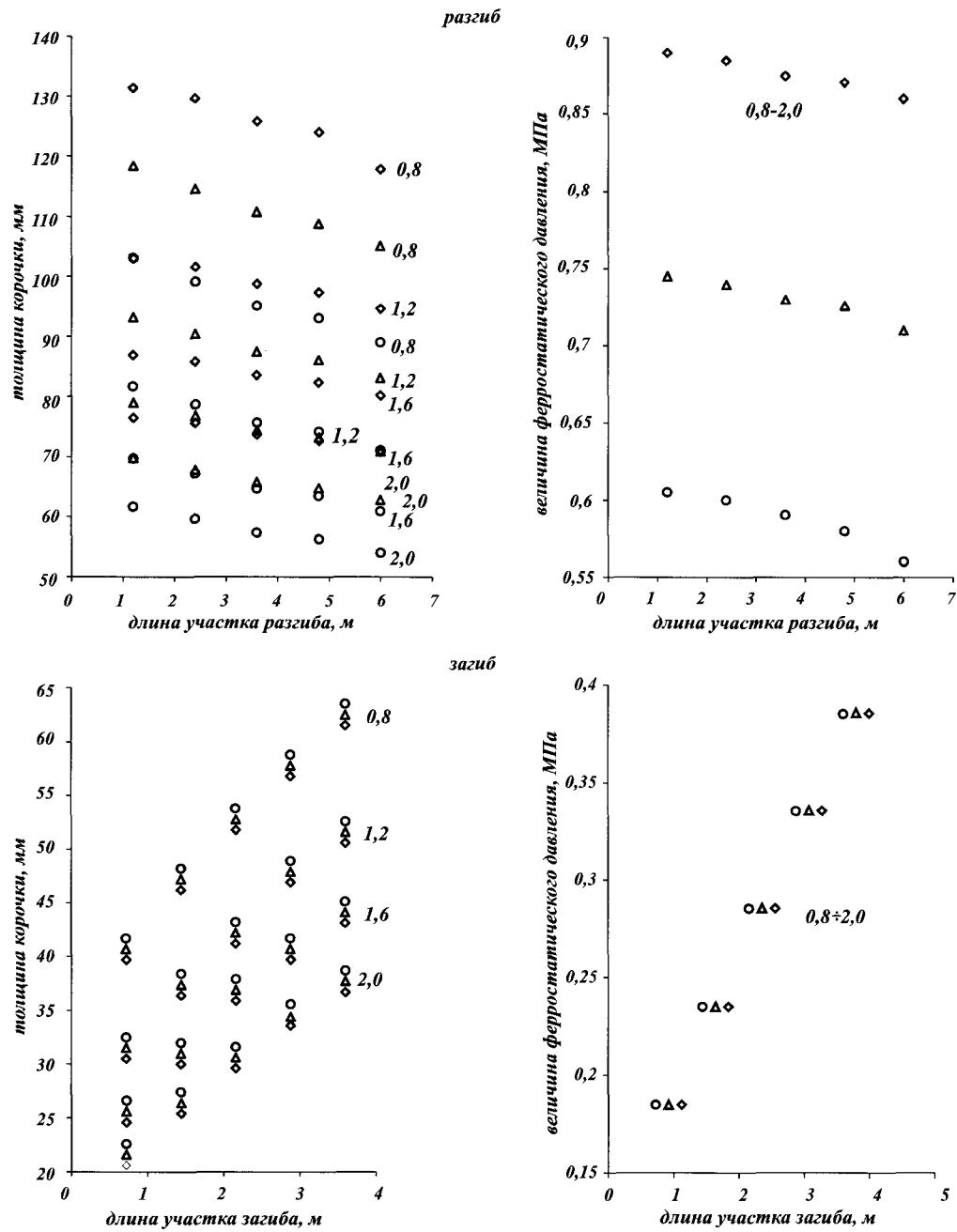


Рис. 5.4. Зависимость толщины корки и ферростатического давления от длины участка правки при разливке на МНЛЗ с базовым радиусом: о $R = 8$ м, $\Delta R = 10$ м, $\diamond R = 12$ м
Цифрами показаны значения скорости литья, м/мин

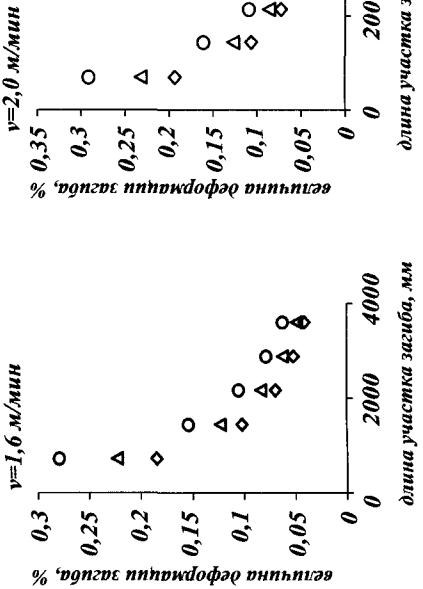
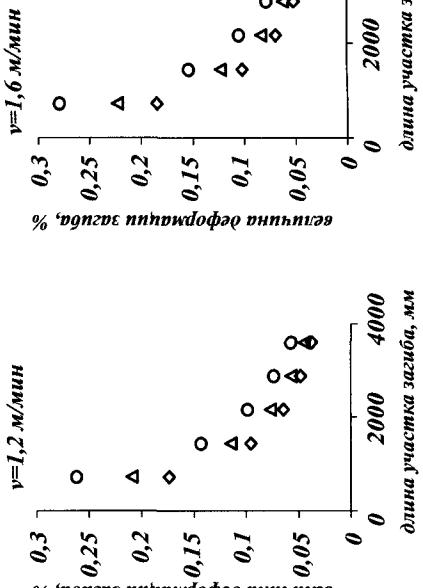
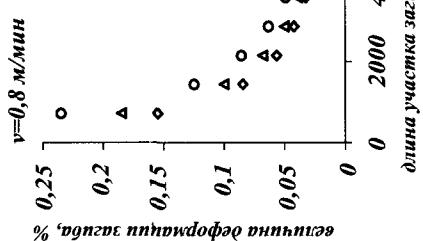


Рис. 5.5. Зависимость деформаций правки от длины участка загиба при литье низколегированной стали в слабы толщиной 250 мм

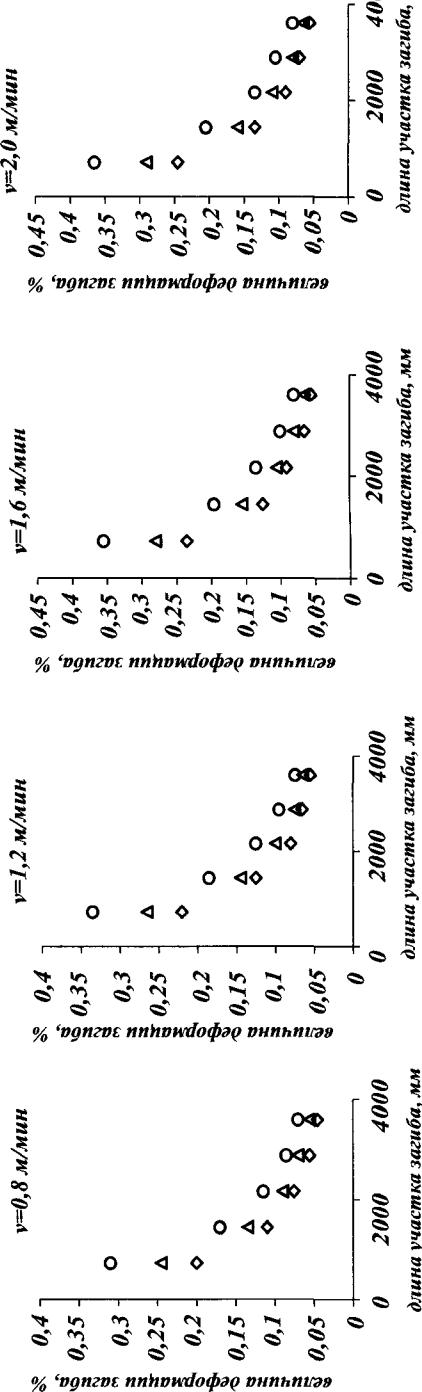


Рис. 5.6. Зависимость деформаций правки от длины участка загиба при литье низколегированной стали в слабы толщиной 300 мм

$\circ R = 8 \text{ м}$ $\Delta R = 10 \text{ м}$ $\diamond R = 12 \text{ м}$

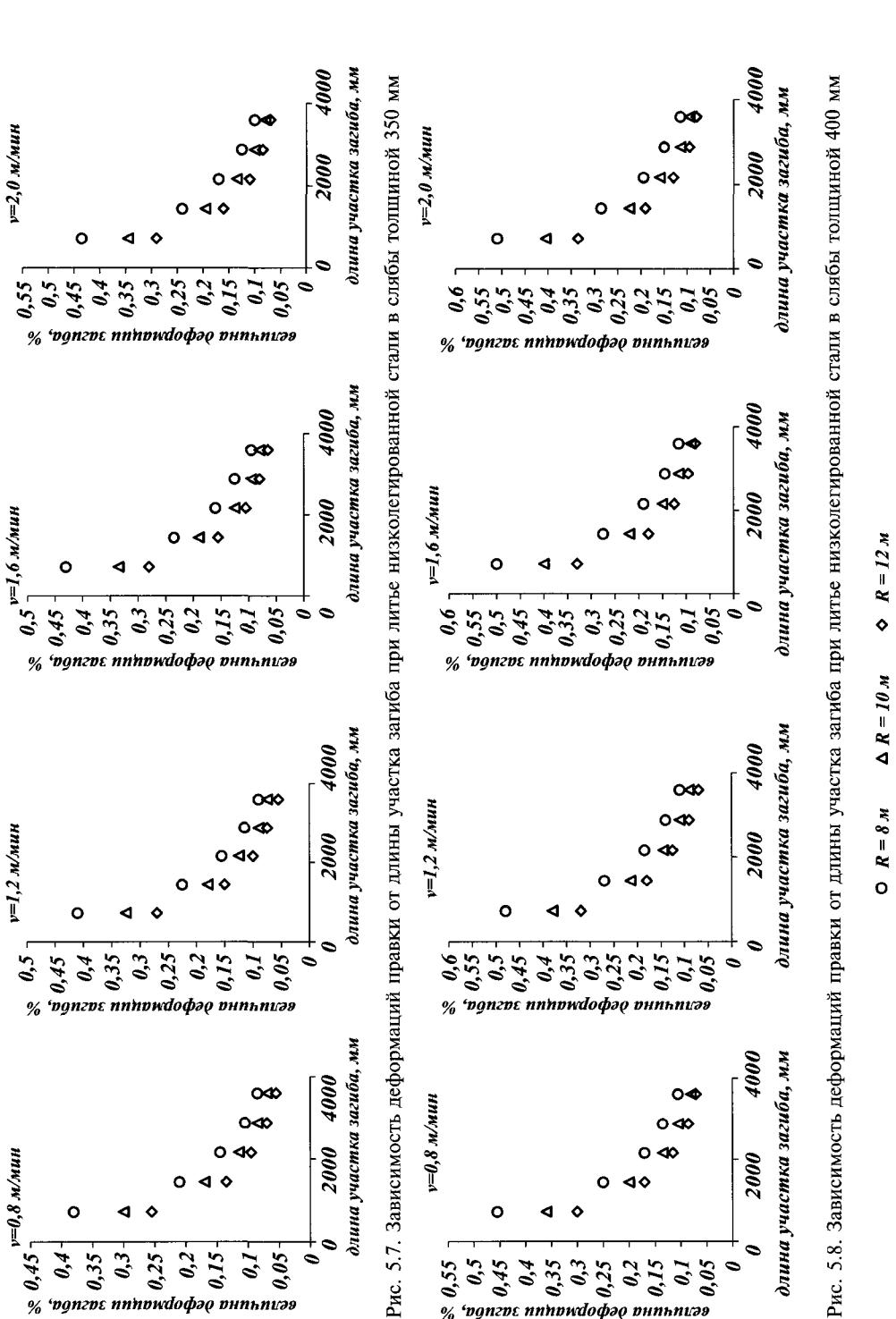


Рис. 5.7. Зависимость деформации правки от длины участка загиба при литье низколегированной стали в слабы толщиной 350 мм

Рис. 5.8. Зависимость деформации правки от длины участка загиба при литье низколегированной стали в слабы толщиной 400 мм

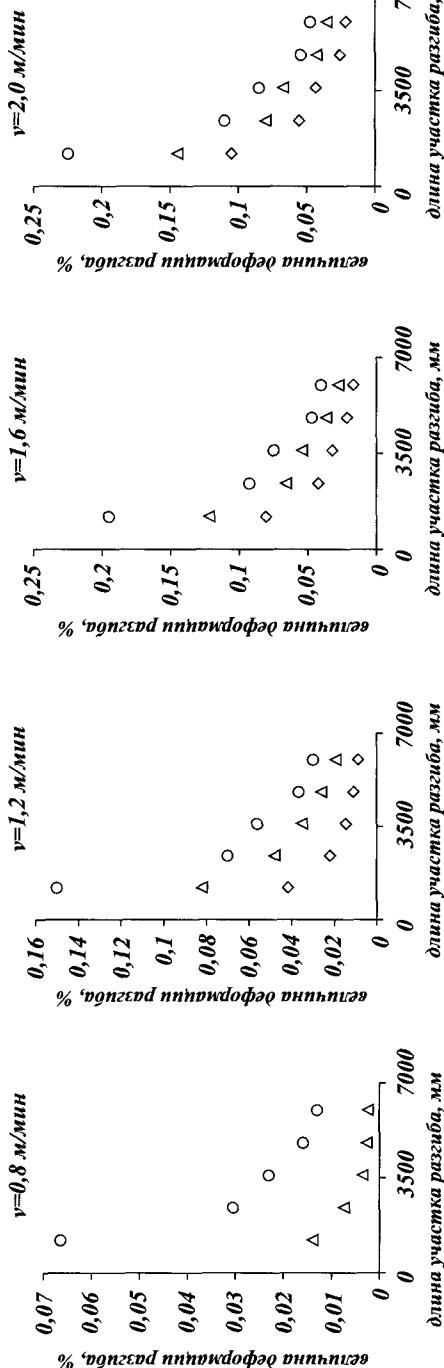


Рис. 5.9. Зависимость деформации правки от длины участка разгиба при литье низколегированной стали в слабы толщиной 250 мм

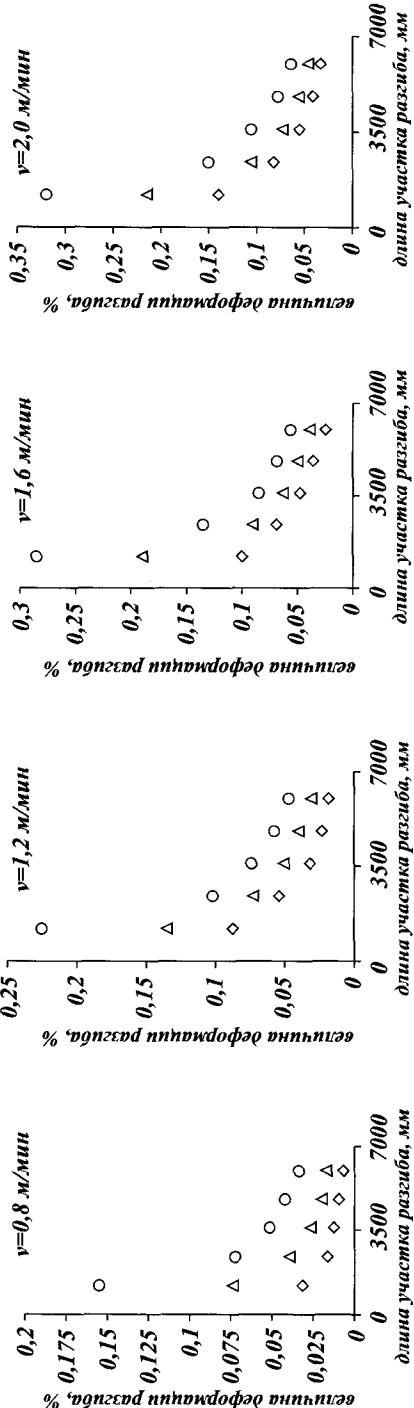


Рис. 5.10. Зависимость деформации правки от длины участка разгиба при литье низколегированной стали в слабы толщиной 300 мм

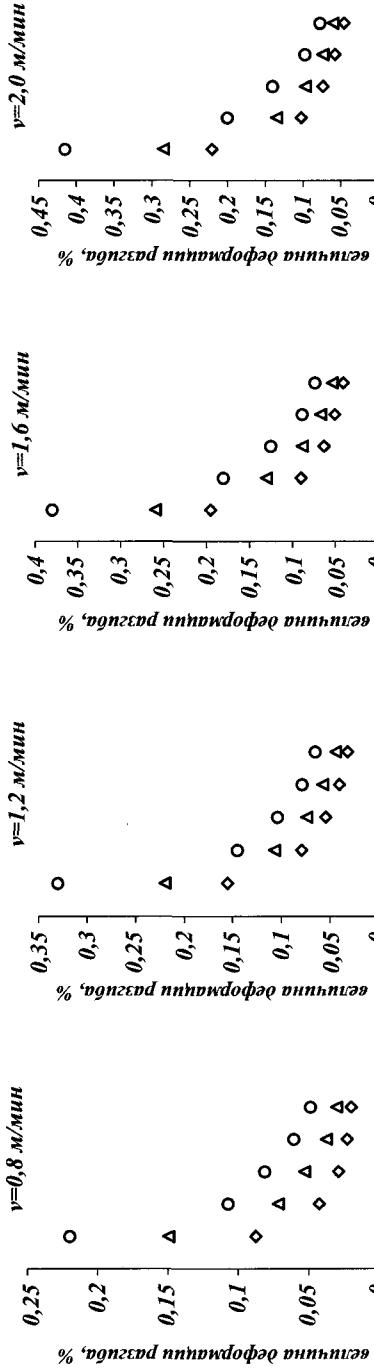


Рис. 5.11. Зависимость деформаций правки от длины участка разгиба при литье низколегированной стали в слабы толщиной 350 мм

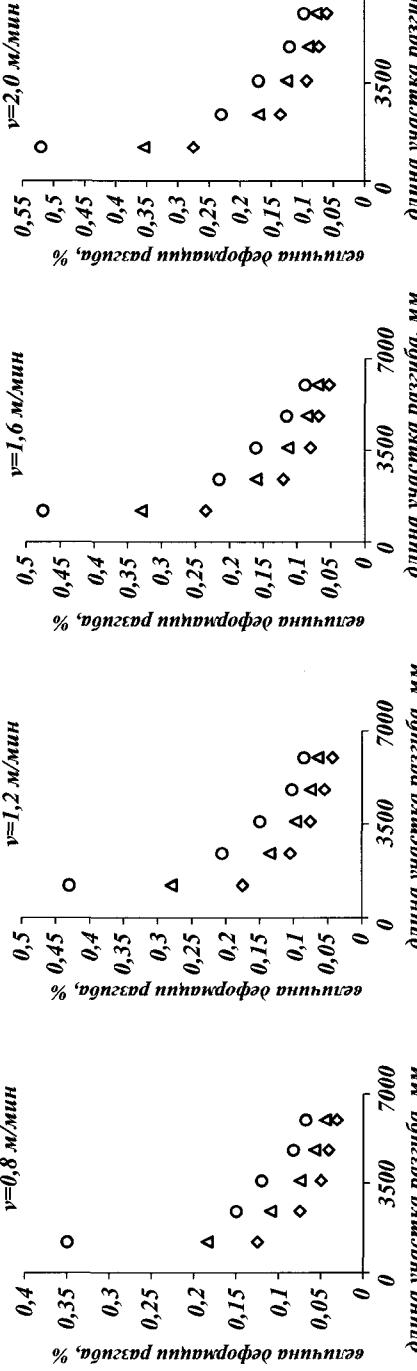


Рис. 5.11. Зависимость деформаций правки от длины участка разгиба при литье низколегированной стали в слабы толщиной 350 мм

○ R = 8 м △ R = 10 м ◇ R = 12 м

5.2. Расчет параметров МНЛЗ с вертикальным кристаллизатором

Расчет параметров МНЛЗ с вертикальным кристаллизатором более сложен, чем МНЛЗ с радиальным кристаллизатором, т. к. имеется два участка правки: загиба и разгиба заготовки. Достоинством таких МНЛЗ является возможность обеспечения всплыивания неметаллических включений на зеркало металла за счет вертикального участка и обеспечения более высокой чистоты металла. Положительное влияние вертикального участка на чистоту металла отмечает большое количество авторов [5—19].

5.2.1. Расчет длины вертикального участка

Выбор заказчиком типа МНЛЗ определяется необходимостью обеспечения высокой производительности, либо высокого качества или поиском компромисса между производительностью и качеством. В связи с этим в настоящее время в основном эксплуатируются МНЛЗ двух типов: с радиальным кристаллизатором и разгибом и с вертикальным кристаллизатором с загибом и разгибом заготовки. Вертикальные МНЛЗ, ввиду большей высоты, применяются значительно реже. Доля вертикальных с загибом составляет приблизительно 30% от числа всех эксплуатируемых в мире [15].

Неметаллические макроскопические включения размером 40—1300 мкм имеют следующее происхождение:

- унос шлака из промковша в кристаллизатор;
- улавливание литьевого шлака на уровне зеркала металла в кристаллизаторе, отделение глиноземных отложений от стенки погружного сталеразливочного стакана.

Зарубежные фирмы оценивают чистоту металла индексом включений, равным отношению количества заполненных включениями шестиугольных ячеек на специальной прозрачной сетке к площади поперечного сечения в дм².

На рис. 5.13 показана схема «зависания» поднимающихся к зеркалу неметаллических включений на фронте кристаллизации, из которой видно, что существует граница, критерием которой является угол ϕ между вертикалью и нормалью к фронту кристаллизации. При $\phi \geq 90^\circ$ макровключения «зависают» на фронте кристаллизации.

Количество включений (индекс включений) зависит от глубины заброса неметаллических включений потоком расплава и от конструкции (типа) МНЛЗ. При удлинении вертикальной зоны граница смещается вниз от зеркала металла, создавая благоприятные условия для всплыивания включений. При уменьшении скорости литья уменьшается глубина заброса, а следовательно, и количество включений, способных зависнуть на фронте кристаллизации. Таким образом, для достижения заданной чистоты металла необходимо стремиться к таким длинам вертикальных зон, при которых при проектной максимальной скорости будет достигнута необходимая чистота металла. Существуют примеры применения вертикальной зоны 17 м, однако большинство исследователей склоняются к выводу о необходимости ограничения длины вертикальной зоны величиной 2,5 м, после чего улучшение чистоты металла незначительно [14].

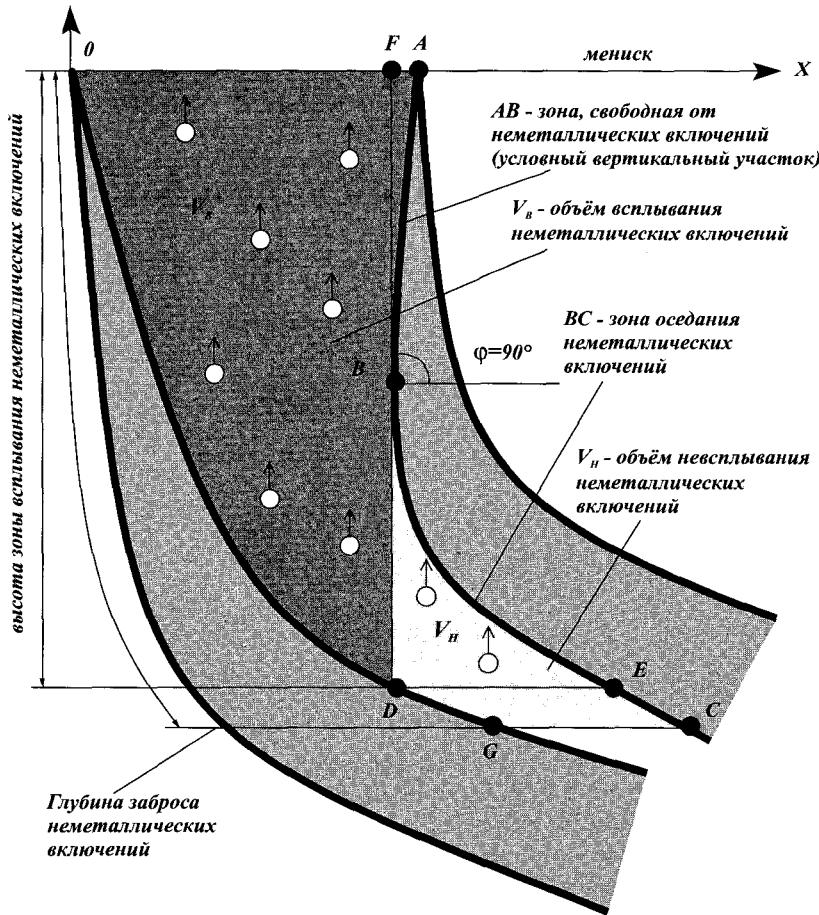


Рис. 5.13. Схема оседания неметаллических включений на фронте кристаллизации (V_e — объем всплыивания, V_n — объем невсплыивания)

Следует отметить, что в большинстве исследований внимание уделяется включениям размером более 100 мкм, т. к. меньшие включения, участвуя в движении расплава, не способны мигрировать к зеркалу и зависают на фронте кристаллизации практически в течение всего процесса кристаллизации. Максимальная концентрация включений имеет место на 1/4 толщины от наружной поверхности заготовки [14]. При высоких скоростях преимущества МНЛЗ с вертикальным кристаллизатором увеличиваются, и при скорости 2 м/мин число крупных включений может быть в 5 раз ниже, чем при разливке на радиальных МНЛЗ, при низких скоростях до 0,85 м/мин эти преимущества теряются [16]. Для оптимизации геометрических параметров МНЛЗ с вертикальной зоной фирма «Уралмаш — МО» использует критерий V_n/V_e для включений ≥ 100 мкм, где V_e — объем расплава, в котором неметаллические включения беспрепятственно всплывают на зеркало металла (условно-вертикальный участок); V_n — объем расплава, в котором неметаллические включения «зависают» на фронте кристаллизации

(см. рис. 5.13). Условно-вертикальный участок включает не только собственно вертикальный участок, но и часть загиба. Предполагая равномерное распределение неметаллических включений по объему расплава, можно утверждать, что критерий V_n/V_e пропорционален индексу чистоты металла, хорошая корреляция этих параметров иллюстрируется рис. 5.14.

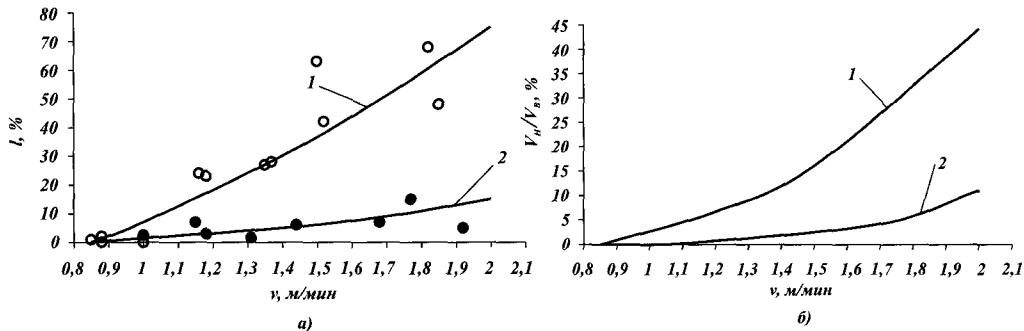


Рис. 5.14. Зависимость индекса чистоты (эксперимент M. Saigusa, Япония [10]) — а и критерия V_n/V_e (расчетный прогноз фирмы «Уралмаш — МО») — б для МНЛЗ с радиальным кристаллизатором — 1 и вертикальной зоной $L = 3$ м — 2

Расчет критерия V_n/V_e осуществляется по программе оптимизации вертикального участка INCLUSIONS в автоматизированном программном комплексе расчета траектории МНЛЗ. По координатам фронтов кристаллизации по R и r непрерывно определяются углы между нормалью к траектории и вертикалью FD для определения границы B участков фронта кристаллизации, соответствующих зоне, свободной от неметаллических включений AB и зоне оседания включений BC . Условие полного всплыивания $\phi < 90^\circ$, а условие «зависания» $\phi \geq 90^\circ$. По абсциссе точки B определяется ордината точки D на фронте кристаллизации для вычисления объема полного всплытия V_e , определяемого численным интегрированием. Затем определяется V_n в соответствии с зависимостью:

$$V_n = L_3 \times H - V_e - V_{kr} - V_{kr},$$

где L_3 — глубина заброса, м;
 H — толщина заготовки, м;
 V_{kr} , V_{kr} — объемы, занимаемые закристаллизованной коркой по R и r , м².

Под объемом во всех случаях следует понимать объем на единицу ширине заготовки. Предполагается линейная зависимость глубины заброса от скорости литья:

$$L_3 = k_t \times v,$$

где v — скорость литья, м/мин;
 k_t — коэффициент, линейно зависящий от длины вертикального участка L_{verm} ($k_t = 1,6$ для $L_{verm} = 0$, $k_t = 2,7$ для $L_{verm} = 3$ м), м/ч

На рис. 5.14 показана хорошая корреляция зависимостей индекса чистоты по данным [16] и критерия V_n/V_e для двух МНЛЗ с базовым радиусом 10 м с радиальным кристаллизатором и с вертикальным участком 3 м. Используя

критерий V_h/V_e , можно осуществлять расчетно-теоретические прогнозные исследования зависимости чистоты металла от различных факторов: скорости литья, толщины заготовки, геометрии МНЛЗ и выбирать параметры вертикального участка, оптимально удовлетворяющие получению необходимого качества заготовки.

Для вертикальных с загибом МНЛЗ V_h/V_e увеличивается с ростом скорости литья и уменьшением толщины заготовки (рис. 5.15). Для заготовок разной толщины величина V_h неизменна, а V_e увеличивается с ростом толщины заготовки (рис. 5.16). При разливке со скоростью ниже 1,4–1,6 м/мин достаточно ограничиться длиной условно-вертикального участка 2–2,2 м. Ее увеличение до 3 м не дает существенного выигрыша по чистоте металла.

Для радиальных МНЛЗ имеют место аналогичные зависимости и тенденции при больших значениях V_h/V_e (рис. 5.17). Например, при скорости литья 1,6 м/мин этот критерий в 5–6 раз выше, чем для вертикальных с изгибом МНЛЗ, что корреспондирует с данными [16]. Увеличение базового радиуса благоприятно для улучшения чистоты металла. При скорости 0,8–0,9 м/мин вертикальные с загибом МНЛЗ не будут иметь ощутимого превосходства перед радиальной МНЛЗ с $R = 8$ м. На рис. 5.18 приведены результаты расчетного анализа V_h/V_e для ряда вертикальных и радиальных МНЛЗ. Преимущество по чистоте металла вертикальных с загибом МНЛЗ над радиальными обеспечивается главным образом за счет объема всплыивания V_1 . Однако

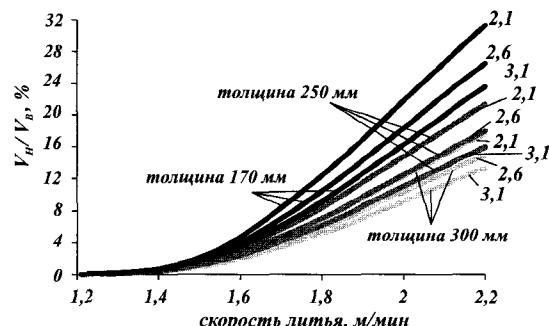


Рис. 5.15. Изменение критерия V_h/V_e от скорости литья для МНЛЗ с вертикальной зоной различной длины (указана цифрами у кривых)

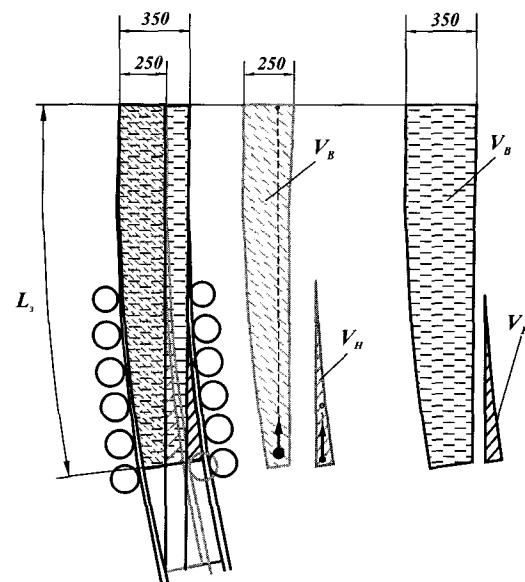


Рис. 5.16. Влияние толщины заготовки на V_h/V_e

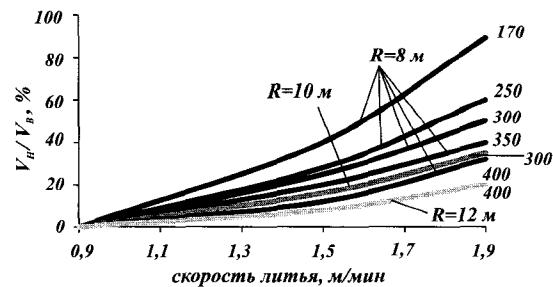


Рис. 5.17 Отношение V_h/V_e для МНЛЗ с радиальным кристаллизатором в зависимости от скорости литья, радиуса МНЛЗ и толщины слитка (указана цифрами у кривых)

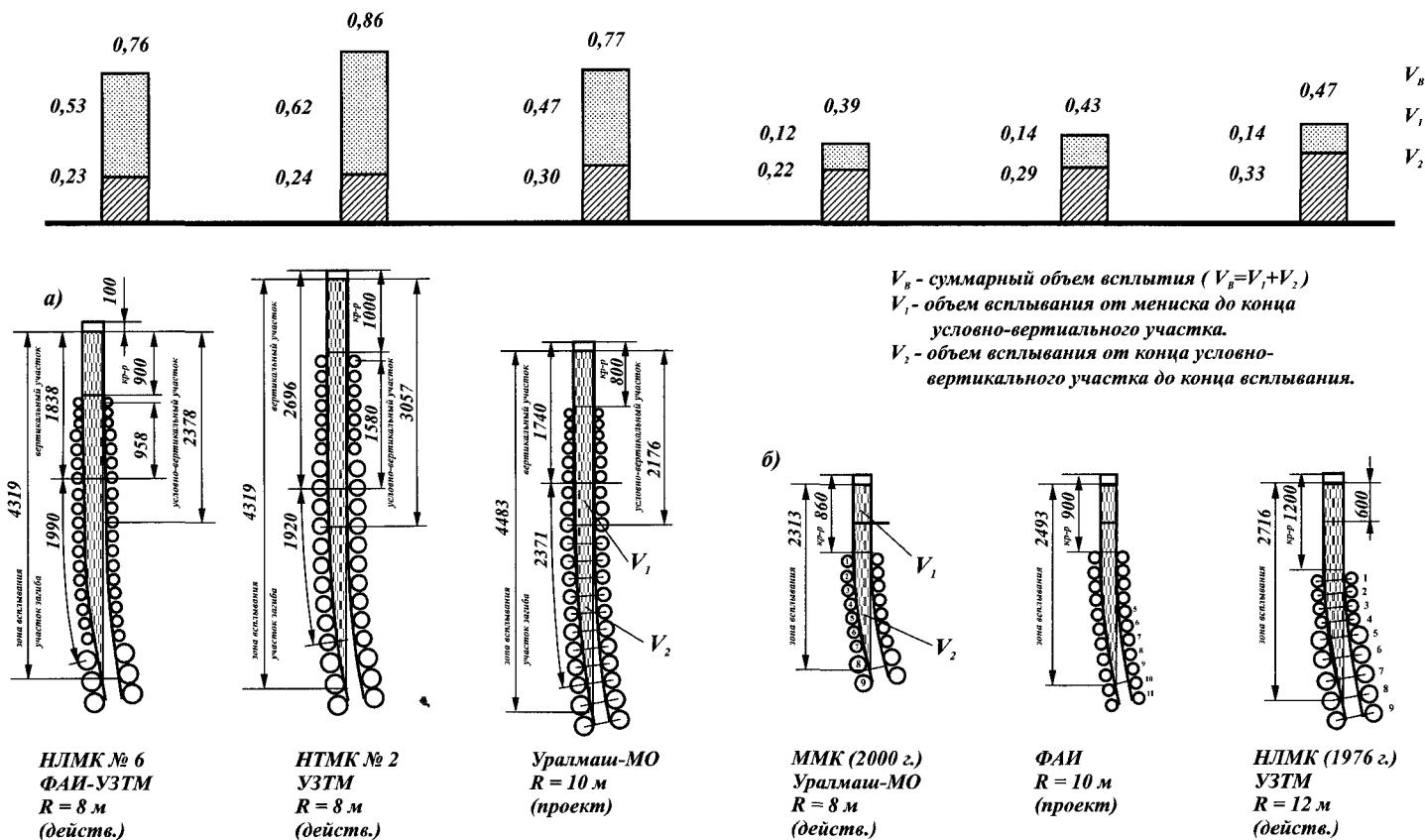


Рис. 5.18. Границы зон всплытия неметаллических включений в зависимости от конструктивного исполнения МНЛЗ:
 a — с вертикальным кристаллизатором; b — с радиальным кристаллизатором

увеличение объема V_2 тоже дает эффект, например этим объясняется преимущество радиальной МНЛЗ с $R = 12$ м над аналогичными с меньшим радиусом. Удлинение участка загиба, компенсирующее укорочение вертикального участка, позволит достичь необходимой чистоты с эффектом уменьшения деформаций в зоне загиба. Особенно эффективно такое решение при проектировании МНЛЗ для разливки крупных слябов толщиной 300 мм и более.

5.2.2. Расчет базового радиуса МНЛЗ

В соответствии с рекомендациями [1] значения базовых радиусов криволинейных МНЛЗ выбираются в пределах 25—35-кратной толщины отливаемых заготовок.

Толщина заготовки, мм	150	200	250	300	350	400
Базовый радиус, м	5	6	8	10	12	14

Однако в настоящее время существует тенденция к уменьшению базовых радиусов МНЛЗ, особенно это актуально для цехов, имеющих небольшую высоту. Малый радиус в связи с уменьшением столба жидкого металла и величины ферростатического давления создает возможности увеличения шагов роликов при обеспечении уровня деформации на фронте кристаллизации, не превышающего допустимых значений, что ведет к уменьшению числа роликов и снижению металлоемкости МНЛЗ.

На основании статистической обработки данных, приведенных на рис. 5.9—5.12, установлены аппроксимационные зависимости для выбора базового радиуса:

$$\begin{aligned}
 R_z = & \exp(-1,1278 + 36,237a^{-1} \cdot v - 0,006906a^{-1} \cdot L_z + \\
 & + 0,0023398\varepsilon_z^{-1} \cdot v - 1,1732 \cdot 10^{-6} \varepsilon_z^{-1} \cdot L_z - 0,18427v^{-2} + \\
 & + 9,283 \cdot 10^{-4} \cdot a \cdot v^{-1} - 0,27268a \cdot L_z^{-1} + 2,3594 \cdot 10^{-4} \cdot \varepsilon_z \cdot a \cdot v - \\
 & - 7,32 \cdot 10^{-7} \cdot a^2) \cdot a^{1,4559} \cdot \varepsilon_z^{-1,0181} \cdot L_z^{-0,95563}, \quad (5.3)
 \end{aligned}$$

где R_z — базовый радиус для МНЛЗ с вертикальным кристаллизатором;

ε_z — деформации правки в шаге на участке загиба, %;

L_z — длина участка загиба, м;

a — толщина заготовки, мм;

v — скорость литья, м/мин.

Величины a и v обычно известны из технического задания. Величину ε_z определим, исходя из условия:

$$\varepsilon_z + \varepsilon_{vz}^{\max} \leq \varepsilon_\partial, \quad (5.4)$$

где ε_{vz}^{\max} — максимальная деформация выпучивания на участке загиба;

ε_∂ — допустимая деформация, определяемая по формуле (5.2).

Деформация ε_{vz}^{\max} имеет место в первом шаге участка загиба, т. к. уже во втором шаге в связи с ростом корки, темп которой превышает темп роста

ферростатического давления, величина деформаций выпучивания уменьшается. Деформация $\varepsilon_{\nu z}^{\max}$ может быть определена по формуле [1]:

$$\varepsilon_{\nu z}^{\max} = \frac{K_T}{12} \left(\frac{\delta_1}{\delta} \right) \frac{\rho s^2 g H}{E_p \delta^2}, \quad (5.5)$$

- где K_T — коэффициент, характеризующий изменение жесткости оболочки в зависимости от температуры поверхности;
 E_p — модуль упругости поверхностного слоя, Н/м²;
 ρ — плотность жидкого металла (7000 кг · м⁻³);
 g — ускорение свободного падения (9,81 м · сек⁻²);
 H — высота столба жидкого металла, м;
 δ — толщина корки, м;
 δ_1 — расстояние от нейтральной оси до фронта кристаллизации, м;
 K_T и δ_1 определяются по графикам (рис. 5.19);
 $s = s_z$ — шаг роликов на участке загиба, м.

Задаваясь величиной s_z , по формуле (5.5) определим $\varepsilon_{\nu z}^{\max}$. Рекомендуемый интервал s_z — 180—240 мм.

В формуле (5.3) остается лишь один параметр, величину которого следует определить: длина участка загиба L_z . Для уменьшения базового радиуса следует отдавать предпочтение большим значениям L_z , однако при этом следует иметь в виду увеличение высоты МНЛЗ. Для определения L_z удобно задать кратное число шагов на участке загиба из условия их секционирования.

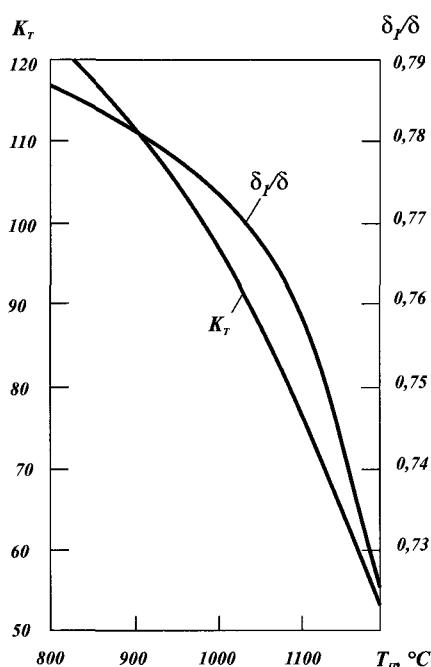


Рис. 5.19. Зависимость величины отношения δ_1/δ и K_T от температуры наружной поверхности

Например, на участке загиба из конструктивных соображений n шагов в m блоках, тогда $L_z = n \cdot m \cdot s_z$ (последний ролик вертикального участка и первый ролик дугового относятся к участку загиба). Таким образом, величины базового радиуса, длина участка загиба и шаг на участке загиба определены. Угол сопряжения α_z может быть определен при профилировании траектории технологического канала.

При заданном базовом радиусе и длине участка загиба угол сопряжения участка загиба с дуговым приближенно может быть определен по формуле:

$$\alpha_z = 6,45 - 0,635 R_z + 2,833 L_z. \quad (5.6)$$

Размерность R_z и L_z — м.

Пример. Низколегированная сталь должна разливаться в слабы толщиной 250 мм со скоростью 1,4 м/мин с повышенными требованиями по чистоте металла.

Выбираем $L_{верт} = 2$ м, $s_z = 220$ мм, $L_z = 2,2$ м, рассчитываем по методике, изложенной в главе 3, $T_p = 1190^\circ\text{C}$ и $\delta = 29$ мм, $p = 0,17$ Мпа, $\delta_1/\delta = 0,725$, $K_T = 60$.

По формуле (5.2) $\varepsilon_\theta = 0,45\%$, по формуле (5.5) $\varepsilon_{vr}^{\max} = 0,38\%$, по формуле (5.4) $\varepsilon_z = 0,072\%$, по формуле (5.3) $R_z = 10,9$ м.

Попробуем уменьшить базовый радиус за счет удлинения участка загиба. Пусть $L_z = 3,08$ м, тогда $R_z = 7,76$ м ≈ 8 м. Если выберем $L_z = 2,42$ м, то $R_z = 9,9$ м.

Другой возможностью уменьшения базового радиуса является уменьшение величины шага на участке загиба.

Таким образом, приведенный пример наглядно показывает, что у проектировщика имеется достаточный арсенал средств для рационального проектирования МНЛЗ. Вместе с тем, этот пример показывает ограниченность рекомендаций $R = 25—35$ толщин заготовки [1], не учитывающих тип МНЛЗ, скоростной режим, конкретный толщинный профиль заготовки, зависящий от марочного состава, скорости литья, режима охлаждения, шаг на участке правки и длину этого участка, т. е. параметров, которые способны оказывать значительное влияние на выбор базового радиуса МНЛЗ.

После расчета базового радиуса определим длину участка разгиба по аппроксимационной зависимости:

$$L_r = \exp(7,9206 - 0,48806v^{-1}R_z + 8,9096av^{-1}R_z \cdot 10^{-4} - 4,386a^2R_z - 0,095217\varepsilon_r^{-1} + 2,8384\varepsilon_r^{-1}a - 194,67a^{-1}v + 3,2188\varepsilon_r^{-2} \cdot 10^{-5} + 0,057598\varepsilon_r^{-1}v - 1,9207\varepsilon_r^{-1}av \cdot 10^{-4} - 15,961a^{-1}R_z + 3,1847av^2 \cdot 10^{-4} + 1,6667\varepsilon_r v - 0,011687aR_z^{-1} + 4,1874\varepsilon_r vR_z^{-1})\varepsilon_r^{-1,3763}, \quad (5.7)$$

где R_z — базовый радиус, м;

v — максимальная скорость литья, м/мин;

a — толщина заготовки, мм;

ε_r — деформация правки на участке разгиба, %.

Величины v и a известны из технического задания, а величина R определена и соответствует выбранному базовому радиусу на участке загиба, следовательно, остается определить ε_r .

Величина ε_r должна удовлетворять условию:

$$\varepsilon_r = \varepsilon_\theta - \varepsilon_{vr}^{\max}, \quad (5.8)$$

где ε_r — деформация правки на участке разгиба,

ε_{vr}^{\max} — максимальная деформация выпучивания в начале участка разгиба; величину ε_{vr}^{\max} рассчитываем по формуле (5.5), где $H = L_{\text{крист}} + L_{\text{верт}} + R_z + 0,3$ ($L_{\text{крист}}$, $L_{\text{верт}}$ — длина кристаллизатора и вертикального участка, соответственно), м;

$s = s_r$ — шаг на участке разгиба, выбирается конструктивно из интервала значений (275—400 мм).

Таким образом, чем меньше величина s_r , тем меньше ε_{vr}^{\max} и, следовательно, можно допустить большую ε_r , определяемую по формуле (5.8). Это, соответственно, ведет к укорочению L_r , рассчитываемой по формуле (5.7). При создании рационального технологического канала следует стремиться к минимальному значению L_r , однако в ряде случаев из конструктивных соображений предпочтение может быть отдано большим значениям шагов на участке разги-

ба, что, соответственно, для компенсации деформации от выпучивания повлечет за собой его удлинение. Во всяком случае, руководствуясь формулами (5.7)–(5.8), достигаем выполнения условия по допустимым деформациям (5.4) путем нахождения компромисса между шагом s_r и длиной участка разгиба L_r . Следует отметить, что определенное таким образом значение L_r имеет пока приближенный характер. По нему, пользуясь аппроксимационной формулой

$$\epsilon_r = 81,83 + 1,005R_z - 2,96L_r, \quad (5.9)$$

можно определить угол сопряжения ϵ_r участка разгиба с дуговым, т. е. границу его начала, однако при профилировании эта величина будет уточнена.

Пример. $R_z = 10$ м, $v = 1,4$ м/мин, $a = 300$ мм. Выберем шаг правки из конструктивных соображений $s_r = 320$ мм. Для вычисления ϵ_d предположим, что начало участка разгиба находится от мениска на расстоянии $L = \frac{\pi R}{2} - 3 = 12,7$ м.

По формуле (5.2) вычислим для $L_r = 12,7$ м и $v = 1,4$ м/мин $\epsilon_d = 0,397\%$. Затем по формуле (5.5) определим $\epsilon_{vr}^{\max} = 0,34\%$. По формуле (5.8) определим $\epsilon_r = 0,058\%$, тогда по формуле (5.7) получаем $L_r = 3,9$ м. Т. к. $L_r > 3$ м, определим для нового значения расстояния от мениска $L_r = 11,8$ м $\epsilon_d = 0,406\%$. Для выполнения условия (5.4) по формуле (5.10) определим допустимый шаг правки: при $\epsilon_{vr}^{\max} = 0,349\%$ $s_r = 310$ мм. Процедура расчета завершена.

$$s_i = \sqrt{\frac{\epsilon_d 12\delta^2 E_H}{K_T \left(\frac{\delta_1}{\delta}\right) \rho g H_i}}, \quad (5.10)$$

где H_i — расстояние по вертикали от мениска до начала участка, $i = 1$ — вертикальный, $i = 2$ — дуговой, $i = 3$ — горизонтальный,
 ϵ_d — допустимая деформация (5.2).

При определении ϵ_d по формуле (5.2) величина H принимается:

- для вертикального участка — равная длине кристаллизатора $H = L_{krist}$;
- для дугового участка — $H = L_{verpm}$ (L_{verpm} включает и длину кристаллизатора);
- для участка разгиба — $H = L_{verpm} + R_z + 0,3$, м.

Фактически определены длины участков загиба и разгиба и их границы, которые заданы углами сопряжения. Остается определить рациональные шаги на дуговом, горизонтальном и вертикальном участках, выполнить секционирование, т. е. разбивку на роликовые блоки, а затем выполнить профилирование траектории МНЛЗ, т. е. расчет координат роликов, установленных в соответствии с полученной цепочкой шагов, которые будут удовлетворять условию правки на участках загиба и разгиба с постоянной скоростью деформации на фронте кристаллизации. Для определения шагов при секционировании на указанных участках: вертикальном, дуговом и горизонтальном определяем величины допустимых шагов, которые соответствуют максимально допустимым значениям шагов в начале участков по формуле (5.10). Значения шагов, полученные по формуле (5.10), являются рекомендательными и после конструкторской проработки с учетом необходимости стыковочных шагов для демонтажа роликовых блоков корректируются. В результате имеем полотно роликов

с шагами, после чего следует процедура размещения их на траектории технологического канала — профилирование.

5.3. Расчет параметров МНЛЗ с радиальным кристаллизатором

Для выбора базового радиуса МНЛЗ с радиальным кристаллизатором на основе статистической обработки результатов, приведенных на рис. 5.9—5.12, предлагается следующая аппроксимационная зависимость:

$$\begin{aligned}
 R_r = & \exp (3,5574 + 0,65384\epsilon_r a^{-1}L_r - 0,0021373 v^{-1}a + \\
 & + 0,0021628\epsilon_r^2 L_r - 0,0012839\epsilon_r^{-1}v - 1,6436a^{-2} \cdot 10^{-5} + \\
 & + 227a^{-1}v - 3,2326 \cdot 10^6 L_r^{-2} + 3,6679 \cdot 10^{-8} L_r^2 - 5070 L_r^{-1} - \\
 & - 5,5996 \cdot 10^{-4} L_r + 2,7056a^2v \cdot 10^{-6} - 0,95049v - 1,2442v^{-1} - \\
 & - 386,02vL_r^{-1} - 1,0566\epsilon_r a^2 + 1,204avL_r^{-1} + 0,011533a + \\
 & + 1,7448a^{-1}L_r \cdot 10^{-10} + 1,0899\epsilon_r^{-1}L_r) \epsilon_r^{-0,099398}, \quad (5.11)
 \end{aligned}$$

где R_r — базовый радиус для МНЛЗ с радиальным кристаллизатором;

ϵ_r — деформации правки в шаге на участке разгиба, %;

L_r — длина участка разгиба, мм;

a — толщина заготовки, мм;

v — скорость литья, м/мин.

После выбора базового радиуса по зависимости (5.11) определяем длину участка разгиба по зависимости (5.7) и угол сопряжения по зависимости (5.9), после чего осуществляется расчет шагов на дуговом и горизонтальном участках по формуле (5.10), секционирование и профилирование технологического канала.

Пример. Необходимо разлить низколегированную сталь в слабы толщиной 300 мм со скоростью 1,4 м/мин на МНЛЗ с радиальным кристаллизатором при минимальном базовом радиусе.

Выберем $L_r = 3$ м, $\epsilon_r = 0,05\%$. По формуле (5.11) определим $R = 12$ м. Определим расстояние от мениска до начала участка разгиба $L = \frac{\pi R}{2} - 3 = 15,8$ м, $\delta = 85$ мм, $T_{ll} = 1050^\circ\text{C}$, $\epsilon_\theta = 0,367\%$, $\epsilon_{vr}^{\max} = 0,367 - 0,05 = 0,317\%$, тогда по формуле (5.10) $s_r = 350$ мм.

Попытаемся уменьшить базовый радиус. Для этого увеличим $L_r = 4,3$ м, оставив без изменения $\epsilon_r = 0,05\%$. По формуле (5.11) $R = 10$ м, тогда $L = \frac{\pi R}{2} - 4,3 = 11,4$ м, $\delta = 70,2$ мм, $T_{ll} = 1076^\circ\text{C}$, $\epsilon_\theta = 0,409\%$, $\epsilon_{vr}^{\max} = 0,409 - 0,05 = 0,359\%$, тогда $s_r = 313$ мм. При $L_r = 6$ м и $\epsilon_r = 0,05\%$, получаем $R = 8$ м, однако в этом случае $L = \frac{\pi R}{2} - 6 = 6,6$ м, а, следовательно, изменяются значения δ и T_{ll} : $\delta = 52,3$ мм, $T_{ll} = 1120^\circ\text{C}$, $\epsilon_\theta = 0,438\%$, $\epsilon_{vr}^{\max} = 0,438 - 0,05 = 0,388\%$, тогда $s_r = 275$ мм.

Таким образом, варьируя длину участка разгиба и величину шага на участке разгиба, можно выбирать базовый радиус в достаточно широком диапазоне значений.

5.4. Профилирование технологического канала

После того как выбраны основные геометрические параметры: базовый радиус, границы участков и составлены цепочки шагов, необходимо выбрать наиболее рациональную траекторию участков правки. В концепции «Уралмаша» наиболее рациональной траекторией считали так называемую «уралмашоиду», защищенную отечественными и зарубежными патентами, в соответствии с которой плавный разгиб осуществлялся на участке правки с постоянной скоростью деформации на фронте кристаллизации. В настоящее время для построения траекторий технологического канала фирма «Уралмаш — МО» продолжает придерживаться концепции обеспечения постоянной скорости деформации на фронте кристаллизации [1, 20]. Однако вместо использования аналитической зависимости, основанной на представлении формирования толщины корки по закону квадратного корня, для профилирования применяется итерационная процедура расчета такой траектории, которая обеспечивает постоянство скорости деформации правки на фронте кристаллизации. Для этой цели разработан и применяется автоматизированный расчетный комплекс OPTIMROL, с помощью которого осуществляют определение положений роликов (т. е. координат их центров) вдоль технологической кривой. Расчетный комплекс позволяет рассчитывать рациональные геометрические параметры МНЛЗ, осуществлять контроль гладкости траекторий и является в фирме «Уралмаш — МО» средством анализа принимаемых проектных решений и решений конкурирующих фирм.

5.4.1. Математическая модель и методика расчета траектории технологического канала

В практике работы проектировщиков МНЛЗ могут возникать вопросы построения участков технологической кривой в различной постановке.

Поэтому сначала на упрощенных моделях оценим, какими параметрами кривых и в каких пределах может управлять проектировщик. В обсуждаемых ниже четырех моделях мы рассматриваем сляб как однородный тонкий стержень, в то время как в описанной далее полной модели учитывается толщина сляба, нарастание его корки со временем и равномерное деформирование на фронте кристаллизации.

Рассмотрим ситуацию, когда передний конец формируемого сляба с кривизной $\chi = 1/R$ (здесь и далее χ — кривизна, R — базовый радиус МНЛЗ) дошел до конца дугового участка и выходит на участок разгиба. Угол его наклона при этом равен α . К концу участка разгиба угол наклона и кривизна должны быть равны 0. Для простоты расчетов в эту точку мы помещаем начало отсчета (см. рис. 5.20), хотя в действительности эта точка заранее неизвестна. Координаты стартовой точки участка разгиба: $x_o, y_o = y(x_o)$.

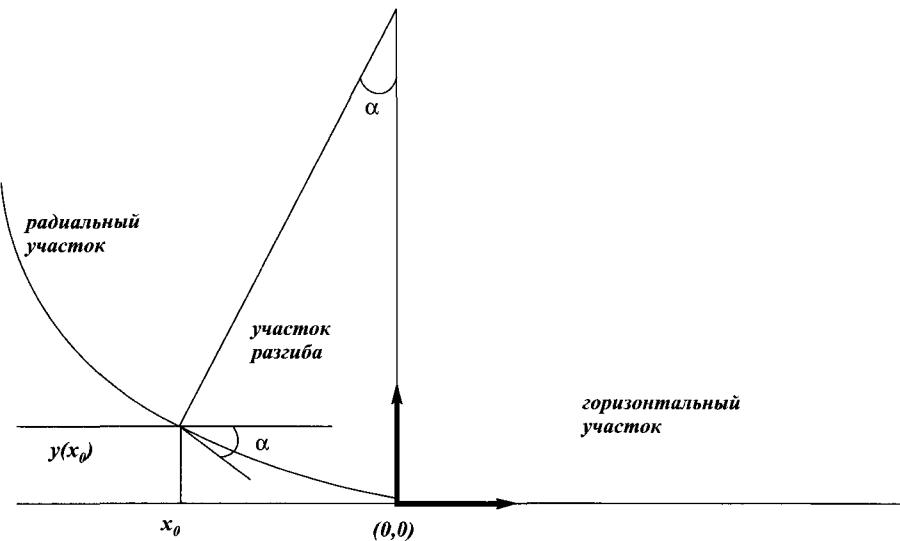


Рис. 5.20

Высота участка разгиба будет минимальной, если не менять кривизну до выхода на горизонталь, а в точке выхода произвести одноточечный разгиб. Кривизна стержня описывается его второй производной, поэтому одноточечный разгиб описывается краевой задачей:

$$\begin{cases} y''(x) = \frac{1}{R} & \text{— постоянство кривизны;} \\ y(0) = 0 & \text{— точка разгиба;} \\ y'(0) = 0 & \text{— плавный выход на горизонталь;} \\ y'(x_0) = -\alpha & \text{— наклон в начальной точке, которая пока неизвестна.} \end{cases} \quad (5.12)$$

Решение этой задачи:

$$y(x) = \frac{x^2}{2R}, \quad x_0 = -\alpha R.$$

Вывод: при заданном угле начала участка разгиба получены оценки снизу для длины участка:

$$|x_0| = \alpha R$$

и высоты участка разгиба:

$$y_0 = y(x_0) = \frac{\alpha^2 R}{2}.$$

Ограничения сверху на длину и высоту участка разгиба не существует, как показывает следующий пример.

Возьмем сколь угодно большой переходный радиус r . Решение:

$$y(x) = \frac{x^2}{2r}, \quad x_0 = -\alpha r$$

соответствует двухточечному разгибу

$$\chi_0 = \frac{1}{R}, \quad \chi_1 = \frac{1}{r}, \quad \chi_2 = 0$$

с длиной участка разгиба

$$|x_0| = \alpha r$$

и высотой

$$y_0 = \frac{\alpha^2 r}{2}.$$

Участок разгиба здесь, по сути, представляет собой дугу радиуса r , гладко сопряженную с радиальным участком и с горизонталью. Возникает вопрос, насколько велика ошибка в этом расчете, возникающая от грубого описания кривизны:

$$\chi(x) = y''(x).$$

Как известно,

$$\chi(x) = y''(x)(1 + y'^2(x))^{-3/2}.$$

Соответствующая краевая задача имеет вид:

$$\begin{cases} y''(x)(1 + y'^2(x))^{-3/2} = \frac{1}{R} & \text{— постоянство кривизны;} \\ y(0) = 0 & \text{— точка разгиба;} \\ y'(0) = 0 & \text{— плавный выход на горизонталь;} \\ y'(x_0) = -\alpha & \text{— наклон в начальной точке,} \\ & \text{которая пока неизвестна.} \end{cases} \quad (5.13)$$

Решение этой задачи:

$$y(x) = R - \sqrt{R^2 - x^2} = \frac{x^2}{2R} - \frac{x^4}{8R^3} + O(x^6) \approx \frac{x^2}{2R} \left(1 - \frac{x^2}{4R^2}\right),$$

длина и высота участка разгиба:

$$x_0 = -\alpha R \frac{1}{\sqrt{1+\alpha^2}},$$

$$y_0 = y(x_0) = R \left(1 - \frac{1}{\sqrt{1+\alpha^2}}\right) \approx \frac{\alpha^2 R}{2} \frac{1 - \frac{\alpha^2}{4}}{\sqrt{1+\alpha^2}}.$$

Приближенные формулы получены путем разложения функций квадратного корня в ряд Тейлора при малых x и α . Нетрудно видеть, что решения задач (5.12) и (5.13) асимптотически совпадают при $\alpha \rightarrow 0$.

Характерные значения α для МНЛЗ составляют 0,2–0,4. Это соответствует углу дугового участка 77–65°. Погрешность решения (5.12) по сравнению с (5.13) при $\alpha = 0,2$ для x_0 : 1%, для y_0 : 3%; при $\alpha = 0,4$ для x_0 : 8%, для y_0 : 11%.

Такая погрешность может считаться удовлетворительной для получения результатов качественного характера с помощью двух моделей, рассматриваемых далее. Поэтому нелинейную поправку, связывающую кривизну со второй производной, в дальнейшем учитывать не будем.

В исследованных выше моделях кривизна стержня изменялась скачками. Идея криволинейной МНЛЗ состоит в плавном изменении кривизны. Рассмотрим задачу разгиба сляба с равномерным изменением его кривизны:

$$\begin{cases} y'''(x) = C & \text{постоянство изменения кривизны;} \\ y(0) = 0 & \text{точка сопряжения с горизонталью;} \\ y'(0) = 0 & \text{угол наклона в точке сопряжения с горизонталью;} \\ y''(0) = 0 & \text{кривизна в точке сопряжения с горизонталью;} \\ y'(x_0) = -\alpha & \text{угол наклона в начале участка разгиба;} \\ y''(x_0) = \frac{1}{R} & \text{кривизна в начале участка разгиба.} \end{cases} \quad (5.14)$$

Последние два условия формулы (5.14) обеспечивают гладкое сопряжение с дуговым участком. Граница участка разгиба x_0 и скорость изменения кривизны C однозначно определяются при решении задачи: $y(x) = -\frac{x^3}{12\alpha R^2}$, $x_0 = -2\alpha R$, $C = \frac{1}{2\alpha R^2}$.

Длина участка разгиба $|x_0| = 2\alpha R$ вдвое превосходит полученную в задаче (5.12) минимальную оценку.

Высота участка разгиба $y_0 = y(x_0) = \frac{2}{3}\alpha^2 R$ составляет $4/3$ минимальной оценки.

Этот расчет показывает, что при заданном угле α начала разгиба возможности минимизации длины и высоты участка разгиба ограничены. Из решения задачи (5.14) следует априорно неочевидный вывод: задав угол начала разгиба и выполнив все условия непрерывного сопряжения, мы не можем управлять ни размерами участка разгиба, ни скоростью изменения кривизны. В рассматриваемой ниже дискретной задаче расстановки роликов на участке разгиба это означает, что мы не можем задавать ни уровень деформаций, ни число шагов на участке разгиба (при известной величине этих шагов).

Рассмотрим также задачу равномерного загиба. Эта задача аналогична задаче (5.14) за одним исключением: для участка загиба задается не угол выхода на дуговой участок α , а высота этого участка. Для общности рассуждений систему координат расположим так, чтобы вертикальный участок сляба стал горизонтальным (см. рис. 5.21). Это дает возможность составить уравнение изгиба, пренебрегая, как и в задаче (5.14), малым углом наклона $y'(x)$.

$$\begin{cases} y'''(x) = C & \text{постоянство изменения кривизны;} \\ y(0) = 0 & \text{точка сопряжения с вертикальным участком;} \\ y'(0) = 0 & \text{угол наклона в точке начала загиба;} \\ y''(0) = 0 & \text{кривизна в точке начала загиба;} \\ y''(x_0) = \frac{1}{R} & \text{сопряжение по кривизне с дуговым участком.} \end{cases} \quad (5.15)$$

Известна длина участка загиба x_0 . Скорость изменения кривизны C определяется формулой:

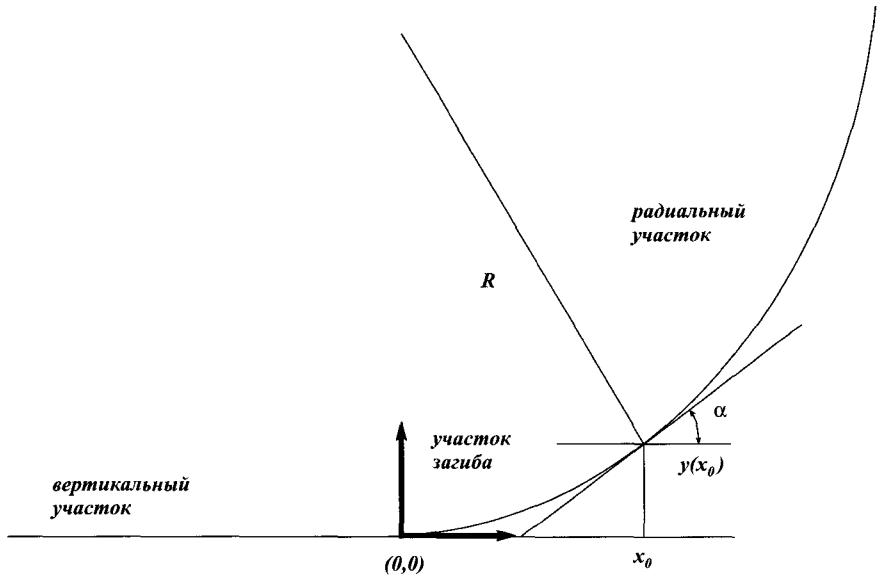


Рис. 5.21

$$C = \frac{1}{Rx_0}.$$

Решение задачи (5.15):

$$y(x) = \frac{Cx^3}{6} = \frac{x^3}{6Rx_0}. \quad (5.16)$$

В точке сопряжения с дуговым участком сдвиг от вертикали:

$$y_0 = y(x_0) = \frac{x_0^2}{6R} = \frac{1}{6C^2R^3}; \quad (5.17)$$

угол наклона:

$$\alpha = y'(x_0) = \frac{x_0}{2R} = \frac{1}{2CR^2}. \quad (5.18)$$

Видно, что за счет отсутствия требования на угол α мы можем управлять либо высотой участка x_0 , либо скоростью загиба C . Для уменьшения высоты участка необходимо пропорционально увеличить скорость деформации загиба. В дискретной постановке можно задавать число шагов на участке загиба, после чего деформация равномерного загиба может быть вычислена. Угол на выходе тем меньше, чем быстрее меняется кривизна.

Перейдем к полной постановке задачи построения участков загиба и разгиба и расстановки роликов вдоль технологической кривой МНЛЗ. Основное требование: равномерность скорости деформирования на фронте кристаллизации. Шаги между роликами к моменту начала расчета известны: они выбраны из условий ограничения деформации выпучивания корки слитка.

Следует отметить, что имеются три трактовки шагов: по центрам роликов нижнего ряда, по «бочкам» — т. е. по точкам касания роликов нижнего ряда со слябом, по нейтральной оси — т. е. по средней линии сляба в средних точках между верхними и нижними роликами (эта трактовка используется при расчёте нагрузок правки на ролики). В проекте OPTIMROL заложена возможность расчета для любой из этих трех трактовок. Ниже будут приведены формулы для шагов, рассчитываемых по «бочке» и по центрам. В настоящее время основным принятым подходом является расчёт по центрам.

Технологическая кривая описывается методом радиус-графии. Он заключается в следующем. Для дугового участка известен базовый радиус R МНЛЗ (соответствует нижней поверхности сляба), а также координаты центра соответствующей окружности (x^c, y^c). Предположим, что k -й ролик лежал на дуге с радиусом R_k , а $(k+1)$ -й ролик находится на участке правки. Будем считать, что изменение кривизны сляба произошло мгновенно при переходе через k -й ролик, и кривизна постоянна между k -м и $(k+1)$ -м роликами. Тогда кривая на $(k+1)$ -м шаге описывается дугой радиуса R_{k+1} с центром кривизны (x^c_{k+1}, y^c_{k+1}) . Точка касания ролика (x'^r_k, y'^r_k) и центры кривизны (x^c_k, y^c_k) , (x^c_{k+1}, y^c_{k+1}) лежат на одной прямой, перпендикулярной линии, касательной к слябу в точке (x'^r_k, y'^r_k) . Это следует из требования отсутствия изломов технологической линии, т. е. непрерывности ее производной. Расстояние между точками (x'^r_k, y'^r_k) и (x'^r_{k+1}, y'^r_{k+1}) равно заданной величине s_{k+1} (шагу) (рис. 5.22).

Аналогично, с помощью параметров R_{k+2} , x^c_{k+2} , y^c_{k+2} , s_{k+2} , описывается дуга, соответствующая следующему шагу (это относится ко всем дальнейшим шагам участка правки вплоть до выхода на горизонталь).

Исходными данными для построения технологической кривой являются сведения о базовом радиусе R (м), толщине слитка a (м), скорости его вытягивания v (м/мин), температурном режиме (влияющем на температуру поверхности и толщину корки), точках начала и конца участка загиба и начала участка разгиба в виде номеров роликов, либо реальных высот (загиб) и стартового угла (разгиб). Кроме того, исходные данные должны включать файл *.sd, содержащий шаги и диаметры всех роликов нижнего ряда (пары s_k, d_k).

Требование постоянства деформаций правки на фронте кристаллизации заменяется дискретным аналогом: деформация от изменения кривизны должна быть одинаковой на всех роликах, участву-

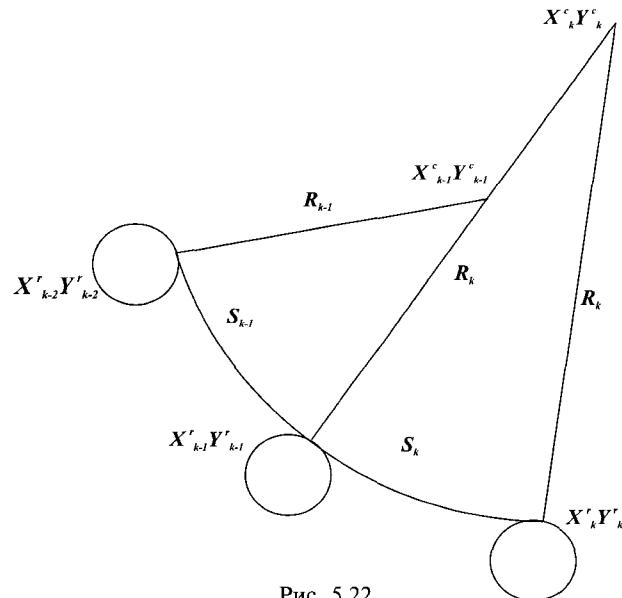


Рис. 5.22

ющих в загибе (ε_z) и разгибе (ε_r) слитка. Расчет координат роликов разбивается на 5 этапов, соответствующих участкам кривой: вертикальному, загиба, дуговому, разгиба, горизонтальному. Для МНЛЗ с радиальным кристаллизатором первые два участка отсутствуют. Задается функция, определяющая толщину корки слитка в зависимости от расстояния данного ролика от мениска жидкого металла, который находится в кристаллизаторе, и от скорости вытягивания — формулы (3.22)–(3.55).

Вертикальный участок. Ролики расставляются со сдвигом по вертикали на заданные шаги, начиная от нижнего среза кристаллизатора вплоть до начала участка загиба.

Участок загиба. Задаемся некоторым начальным приближением ε_z — величины деформации на фронте кристаллизации от смены кривизны на ролике. На входе в участок загиба (ролик с номером k_{vz}) имеем:

$$\chi_{k_{vz}} = \frac{1}{R_{k_{vz}}} = 0. \quad (5.19)$$

Радиус R_k дуги от $(k-1)$ -го до k -го ролика вычисляется по формуле:

$$R_k = \frac{a}{2} + \frac{1}{\frac{1}{R_{k-1}} - \frac{a}{2} + \frac{\varepsilon_z}{\frac{a}{2} - \delta_{k-1}}}. \quad (5.20)$$

Эта формула получается из условия:

$$\varepsilon_k = \varepsilon_z = (\chi_k - \chi_{k-1}) \left(\frac{a}{2} - \delta_{k-1} \right), \quad (5.21)$$

где $\chi_{k-1} = \frac{1}{R_{k-1} - \frac{a}{2}}$, $\chi_k = \frac{1}{R_k - \frac{a}{2}}$ — кривизны слева и справа от k -го ролика нейтральной оси слитка, относительно которой и происходит деформирование;

- $\frac{a}{2} - \delta_{k-1}$ — плечо от нейтральной оси до фронта кристаллизации;
- $\varepsilon_k = \varepsilon_z$ — условие постоянства деформации на каждом ролике.

Для начального ролика (k_{vz}) участка загиба $\chi_{k_{vz}} = 0$, поэтому $R_{k_{vz}+1}$ вычисляется по упрощенной формуле:

$$R_{k_{vz}+1} = \frac{\frac{a}{2} - \delta_{k_{vz}}}{\varepsilon_z} + \frac{a}{2}. \quad (5.22)$$

Координаты центра дуги:

$$x_k^c = x_{k-1}^r + \frac{(x_{k-1}^c - x_{k-1}^r) \left(R_k + \frac{d_{k-1}}{2} \right)}{\left(R_{k-1} + \frac{d_{k-1}}{2} \right)}, \quad (5.23)$$

$$y_k^c = y_{k-1}^r + \frac{(y_{k-1}^c - y_{k-1}^r) \left(R_k + \frac{d_{k-1}}{2} \right)}{\left(R_{k-1} + \frac{d_{k-1}}{2} \right)}. \quad (5.24)$$

Здесь (x_{k-1}^r, y_{k-1}^r) — координаты центра $(k-1)$ -го ролика нижнего ряда. Формулы получаются из требований радиус-графии: $(k-1)$ -й ролик и центры дуг, примыкающих к нему справа и слева, лежат на одной прямой (см. рис. 5.22).

Вычисляется угол b_k радиус-вектора от центра k -й дуги до k -го ролика (этот угол отсчитывается от горизонтальной оси и равен 0 на входе в участок загиба):

$$\beta_k = \beta_{k-1} + \arccos \left(1 - \frac{s_k^2}{2R_k^2} \right). \quad (5.25)$$

Формула (5.25) применяется при расчете по «бочкам» роликов. Здесь s_k — величина шага между $(k-1)$ -м и k -м роликом, d_k -го ролика.

Эта формула является частным случаем теоремы косинусов, применяемой, когда шаг соединяет центры роликов, а не точки их касания со слябом:

$$\beta_k = \beta_{k-1} + \arccos \frac{\left(R_k + \frac{d_{k-1}}{2} \right)^2 + \left(R_k + \frac{d_k}{2} \right)^2 - s_k^2}{2 \left(R_k + \frac{d_{k-1}}{2} \right) \left(R_k + \frac{d_k}{2} \right)}. \quad (5.26)$$

Зная R_k , x_k^c , y_k^c , β_k , вычисляем координаты центра k -го ролика:

$$x_k^r = x_k^c - \left(R_k + \frac{d_k}{2} \right) \cos \beta_k, \quad (5.27)$$

$$y_k^r = y_k^c - \left(R_k + \frac{d_k}{2} \right) \sin \beta_k. \quad (5.28)$$

Эти действия выполняются в цикле по k , пока не достигается известный заранее ролик k_{zd} конца участка загиба (т. е. начала дугового участка). В этот момент радиус $R_{k_{zd}+1}$ сравнивается с R .

Ролик с номером k_{zd} принадлежит одновременно участку загиба и дуговому. Это означает, что дуга справа от него должна иметь радиус $R_{k_{zd}+1}$, равный базовому R . Отметим, что это соответствует краевому условию на выходе в (5.15)-й модельной задаче. Чтобы удовлетворить это требование, организуется итерационный процесс с целью подбора значений ε_z .

Подбор ε_z производится по следующему алгоритму. На старте задаются величины $\varepsilon_z = 0,001$, $h_\varepsilon = 0,0001$ (шаг поправки), $s_0 = 0$, $s_1 = s_0$ (знак предыдущей и текущей поправки), $e_R = 10^{-6}$ (допустимая погрешность вычисления $R_{k_{zd}+1}$). Если $R_{k_{zd}+1} > R_{mnz} + e_R$, то $s_1 = 1$ (слиток не дрогнули), если $R_{k_{zd}+1} < R_{mnz} - e_R$, то $s_1 = -1$ (слиток перегнули). Если $s_1 = s_0$ (имеется тенденция), то $h_\varepsilon = h_\varepsilon \cdot 1,3$ (шаг поправки немного увеличивается). Если $s_1 \neq s_0$ (имеются колебания), то $h_\varepsilon = h_\varepsilon \cdot 0,3$ (шаг поправки резко уменьшается). Наконец, $\varepsilon_z = \varepsilon_z + s_1 h_\varepsilon$ (поправка со знаком).

Таким образом, если наблюдается тенденция изменения ε_z в определенном направлении, то увеличением h_ε мы ускоряем это изменение. Наоборот, если наблюдаются колебания ε_z около оптимальной точки, то уменьшением h_ε мы обеспечиваем сходимость итераций. При достаточно грубом начальном приближении процесс сходится за 30–40 итераций. Следует отметить, что при таком подходе с заданными шагами постоянство деформаций выполняется на всех шагах участка загиба, за исключением последнего, где деформация меньше.

Дуговой участок. Формулы для x'^k, y'^k, β_k аналогичны приведенным выше. Радиус $R_k = R$, координаты центра не меняются, деформация правки отсутствует. Цикл по k продолжается вплоть до $k = k_{dz}$ — заранее известного ролика начала разгиба, как правило, задаваемого стартовым углом β_r .

Участок разгиба. Все формулы расчета геометрических параметров $R_k, x^c_k, y^c_k, \beta_k, x'^k, y'^k$ аналогичны приведенным для участка загиба. Параметр постоянной деформации разгиба ε , также подбирается итерационно. Отличие расчета участка разгиба состоит, как уже отмечалось при анализе модельной задачи (5.15), в отсутствии возможности задания конца участка разгиба. В цикле по номерам роликов k постоянно контролируются следующие возможные события:

A. Толщина корки $\delta_k \geq \frac{a}{2}$, т. е. сляб затвердел до выхода на горизонталь. Желательно задать такие данные (например, увеличить скорость v), чтобы это событие не наступало. В противном случае, согласно концепции ограничения деформаций лишь на фронте кристаллизации, застывший слиток можно гнуть под любым углом.

B. Кривизна $\chi_{k-1} = \frac{1}{R_{k-1} - \frac{a}{2}} < \frac{\varepsilon_r}{\frac{a}{2} - \delta_{k-1}}$. Это означает, что при заданном уровне деформаций ε_r допустимо $\chi_k = 0$, т. е. ($k-1$)-й ролик уже лежит на прямой, возможно не горизонтали.

C. Угол $\beta_{k-1} < \frac{\pi}{2} - e_\beta$, тогда $s_1 = -1$ (слиток разогнули слишком быстро, он не успел выйти на горизонталь), поправляем ε_r и начинаем следующую итерацию. Это событие проверяется, когда состоялось событие B. Здесь $e_\beta = 10^{-6}$ — допустимая погрешность отличия угла β от $\frac{\pi}{2}$.

Если $\beta_{k-1} > \frac{\pi}{2} - e_\beta$, то это точка выхода на горизонталь (условие $\beta_{k-1} > \frac{\pi}{2} + e_\beta$ контролируется ниже). Тогда вычисляем остаточную деформацию на последнем ролике участка разгиба (она может быть не равна ε_r) и уходим на расчет горизонтального участка.

Если события A, B, C не произошли, то описанным выше путем вычисляется $R_k, x^c_k, y^c_k, \beta_k$. Здесь контролируется событие Г: угол $\beta_{k-1} > \frac{\pi}{2} + e_\beta$. Оно означает, что слиток разгибался слишком медленно и он миновал горизонтальное направление с ненулевой кривизной. Тогда знак поправки $s_1 = +1$, поправляем ε_r и начинаем следующую итерацию.

Если ни одно из перечисленных событий не произошло, то обычным образом вычисляем x'_k , y'_k и продолжаем цикл по k . Таким образом, единственная возможность окончания расчета участка разгиба — когда слиток разогнут на ролике k_{sg} до прямолинейного состояния и угол наклона $\beta_{k_{sg}} = \frac{\pi}{2}$ с погрешностью менее e_β .

Горизонтальный участок. Координаты роликов считаются в цикле по k со сдвигом вправо на заданные шаги s_k , с учетом известных диаметров d_k , вплоть до исчерпания всего набора заданных шагов.

5.4.2. К вопросу построения криволинейных МНЛЗ

Все криволинейные МНЛЗ содержат 3 или 5 участков:

- с радиальным кристаллизатором: дуговой, разгиба и горизонтальный;
- с вертикальным кристаллизатором: вертикальный, загиба, дуговой, разгиба и горизонтальный.

В первом случае осуществляется следующее изменение текущего радиуса: R , $R - \infty$, ∞ в соответствии с тремя участками, во втором случае: ∞ , $\infty - R$, R , $R - \infty$, ∞ . На рис. 5.23. показаны изменения кривизны, т. е. величины, обратно пропорциональной текущему радиусу в решениях различных фирм.

Характер изменения кривизны на участках загиба и разгиба, близкий к линейному (изменение кривизны с постоянной скоростью), принят практически всеми фирмами. Различный угол наклона к оси абсцисс характеризует плавность и протяженность загиба и разгиба. При этом кривизна на участке загиба должна возрастать от 0 до $1/R$ монотонно. Немонотонность, т. е. малое значение кривизны после большого означает, что сляб разгибается при незаконченном загибе. То же касается участка разгиба: на нем кривизна должна монотонно убывать от $1/R$ до 0. Дуговой участок присутствует в проектных решениях всех фирм, создающих криволинейные МНЛЗ. Это не случайно. При создании МНЛЗ с вертикальным кристаллизатором наименьшую высоту, равную $R + h_e$ (где R — базовый радиус, h_e — высота вертикального участка), будет иметь МНЛЗ, содержащая вертикальный, дуговой и горизонтальный участки с одноточечным загибом и разгибом. Попытка совместить начало разгиба с концом загиба, исключив дуговой участок, приведет только к увеличению высоты при

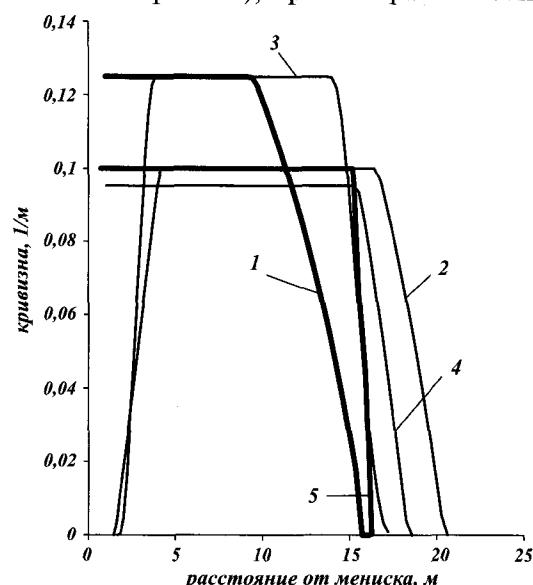


Рис. 5.23. Изменение кривизны технологического канала МНЛЗ фирмы «Уралмаш — МО»: 1 — ММК МНЛЗ № 2, $R = 8$ м; 2 — проект реконструкции МНЛЗ с $R = 10$ м и вертикальным кристаллизатором; и иностранных фирм: 3 — НЛМК МНЛЗ № 6 («ФАИ—Уралмаш»), $R = 8$ м; 4 — МНЛЗ Карагандинского МК, проект ф. «Демаг», $R = 10,5$ м; 5 — МНЛЗ МК Руркелла, проект ф. «Шлеман-Зимаг», $R = 10$ м

очень плавном разгибе, занимающем практически всю длину технологического канала.

Из решения (5.14) высота участка разгиба от угла между вертикалью и радиусом, проходящим через точку начала разгиба определяется выражением $y_0 = 2/3 \alpha^2 R$. Эта зависимость для высоты участка разгиба справедлива при малых $\alpha = 0,2-0,4$. Важно, что она показывает зависимость высоты участка разгиба от величины α . Ранний разгиб (увеличение α) ведет к увеличению высоты участка разгиба. Увеличение высоты криволинейной МНЛЗ с участком плавного разгиба над радиальным разгибом в одной точке может быть определено по формуле:

$$\Delta h_p = \frac{2}{3} \alpha^2 R - \frac{\alpha^2 R}{2} = \frac{\alpha^2 R}{6},$$

т. е. увеличение высоты МНЛЗ пропорционально квадрату угла от горизонтали до радиуса, проведенного из центра кривизны дугового участка к точке начала участка разгиба. На рис. 5.24 показаны 3 варианта исполнения МНЛЗ:

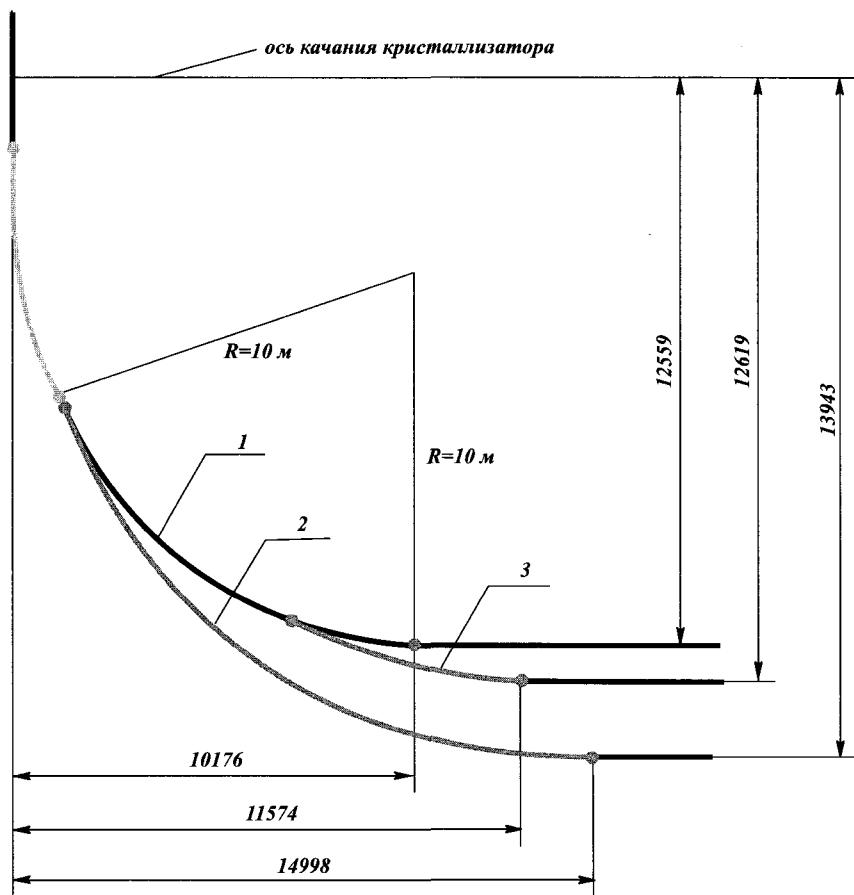


Рис. 5.24. Различные схемы МНЛЗ с вертикальным кристаллизатором, $R = 10$ м:
1 — с одноточечным разгибом; 2 — с плавным разгибом без дугового участка; 3 — с рациональным разгибом на участке 3—4 м

с разгибом в одной точке $h = 12,56$ м, при разгибе после загиба $h = 13,99$ м и при разгибе на 10 роликах $h = 12,62$ м при постоянном участке загиба. Приведенные на рис. 5.24 данные иллюстрируют тенденцию увеличения высоты при раннем разгибе.

Рассмотрим вопрос влияния на высоту МНЛЗ закономерности изменения деформаций (кривизны) на участке правки. Заметим, что зависимость $\Delta h_p = \alpha^2 R/6$ справедлива для кривых разгиба с постоянной скоростью деформаций. Конечно, можно пытаться профилировать траекторию участка разгиба в соответствии с другими закономерностями изменения деформаций на фронте кристаллизации: с их возрастанием от начала к концу участка разгиба или соответствующим уменьшением. Рассмотрим на примере тенденции изменения высоты при разных закономерностях изменения деформаций на участке разгиба. На рис. 5.25 показаны три закономерности изменения деформаций и гистограммы соответствующих высот для криволинейной МНЛЗ с базовым радиусом 8 м и плавным разгибом от кристаллизатора без дугового участка.

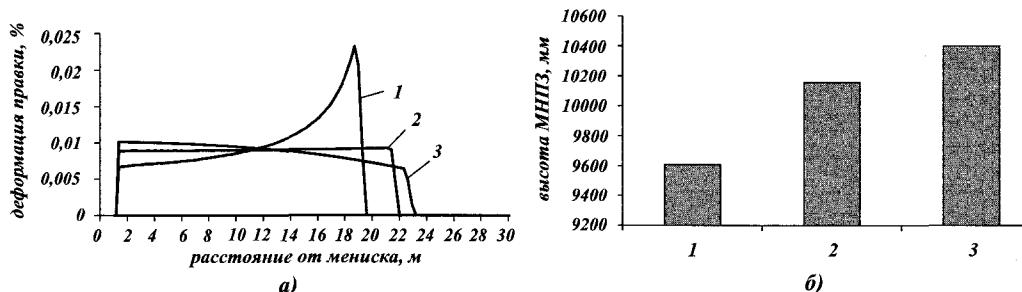


Рис. 5.25. Корреляция закономерностей изменения деформаций на фронте кристаллизации (а) и высоты МНЛЗ (б): 1 — возрастающая к концу участка; 2 — постоянная; 3 — уменьшающаяся

Установлено, что по сравнению с радиальной МНЛЗ с разгибом в одной точке, для которой высота равна $\approx 8,5—8,6$ м, высота увеличилась на $1—1,8$ м, при этом при возрастающей деформации (кривая 1) к концу участка разгиба зависимости деформаций на фронте кристаллизации (кривизны) высота минимальная, а при понижающейся — максимальная (кривая 3). При постоянной (кривая 2) скорости деформаций высота МНЛЗ занимает промежуточное значение.

- Ранний разгиб может существенно увеличить высоту МНЛЗ по сравнению с принятым разгибом на участке длиной 2—6 м при любой закономерности изменения деформаций на участке разгиба.
- Закономерность изменения деформаций на участке правки влияет на высоту МНЛЗ незначительно.
- С учетом реальных значений углов $\alpha = 0,2—0,4$, обычно принимаемых в проектах МНЛЗ, разница в высоте при различных закономерностях изменения деформаций будет оцениваться величиной порядка 20—30 мм (см. табл. 5.1), однако концентрация деформаций в конце или начале участка загиба может существенно обострить проблему качества. Очень плавное увеличение кривизны в начале и более интенсивное в конце фактически ведет к уменьшению длины участка разгиба и в пределе — к одноточеч-

ному разгибу, а резкое уменьшение кривизны в начале участка разгиба может привести и к концентрации деформаций в начале участка, и к однозначному увеличению высоты МНЛЗ.

Таблица 5.1

Влияние закономерности изменения деформаций на участке правки длиной 5–6 м на геометрические параметры МНЛЗ

Закономерность изменения деформаций правки	Высота МНЛЗ, м	Расстояние от начала разгиба до сопряжения с горизонталью, м
возрастает к концу участка правки	10,25	5,1
постоянная	10,273	5,7
убывает к концу участка правки	10,283	6

Таким образом, попытки уменьшить высоту МНЛЗ за счет плавного разгиба или за счет изменения закономерности деформаций на участке правки в первом случае, наоборот, приводят к увеличению высоты МНЛЗ, а во втором влияет на нее очень незначительно, и эти попытки могут быть сопряжены с возрастанием деформаций на фронте кристаллизации в начале или конце участка правки.

Докажем теоретическую невозможность уменьшения высоты МНЛЗ без уменьшения базового радиуса. На рис. 5.26 изображены 2 кривые, одна из которых соответствует радиальной МНЛЗ, вторая — с участком загиба и разгиба с меньшей высотой.

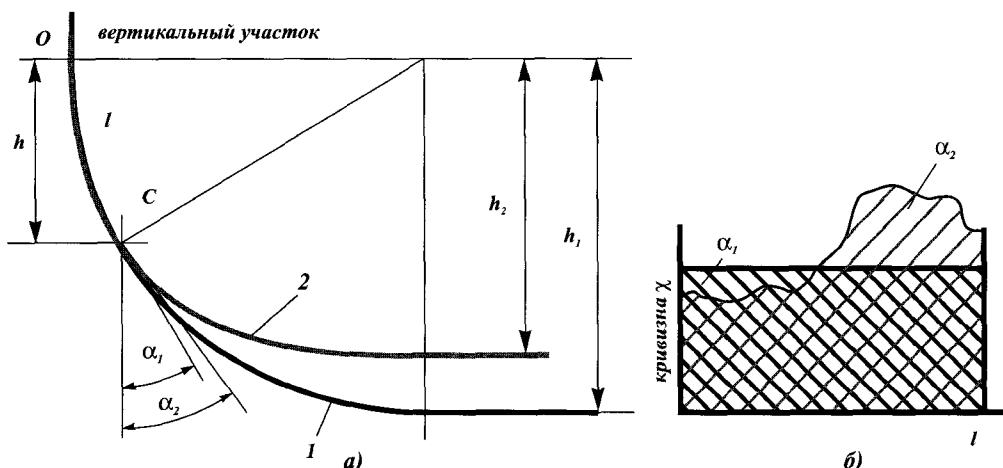


Рис. 5.26. Две схемы МНЛЗ: 1 — радиальная с высотой $h_1 = R$; 2 — криволинейная с высотой $h_2 < R$ (а) и графическая интерпретация углов α_1 и α_2 в точке пересечения кривых 1 и 2 (б)

Кривые пересекаются в некоторой точке C , при этом углы между касательной к кривой в т. C и вертикалью¹ составляют α_1 и α_2 соответственно рассматриваемых кривых. Видно, что $\alpha_2 > \alpha_1$. Поскольку кривизна является первой

¹ Не путать α_1 и α_2 с углом α в предыдущих рассуждениях, отсчитываемым от вертикали до радиуса, проведенного из центра кривизны в точку начала разгиба.

производной угла наклона, α_1 и α_2 могут быть вычислены интегрированием кривизны на участке OC :

$$\alpha_2 = \int_0^l \chi(x) dx,$$

где $\chi(x)$ — произвольная функция кривизны (величины, обратной текущему радиусу);

$$\alpha_1 = \int_0^l \frac{1}{R} dx = \frac{1}{R}.$$

Графически величины α_1 и α_2 выглядят как площади фигур на рис. 5.26, б.

$$\alpha_2 - \alpha_1 = \int_0^l \chi(x) dx - \int_0^l \frac{1}{R} dx = \int_0^l \left(\chi(x) - \frac{1}{R} \right) dx > 0.$$

Это означает, что $\chi(x) - \frac{1}{R} > 0$ или $\chi(x) > \frac{1}{R}$ хотя бы в каких-то точках от 0 до l , т. е. на участке OC , а следовательно, в этих точках текущий радиус должен быть меньше базового. Это означает, что уменьшение высоты может быть достигнуто только ценой уменьшения базового радиуса МНЛЗ.

5.4.3. Принципы перепрофилирования МНЛЗ с радиальным кристаллизатором в МНЛЗ с вертикальным кристаллизатором в решениях фирмы «Уралмаш — МО»

При перепрофилировании МНЛЗ с радиальным кристаллизатором в МНЛЗ с вертикальным кристаллизатором для заказчика желательно сохранить прежнюю высоту МНЛЗ при минимальном изменении базового радиуса. Следует отметить, что задача реконструкции МНЛЗ для проектировщиков сложнее, чем задача создания новой МНЛЗ — вследствие необходимости вписаться в существующие габариты МНЛЗ с привязками к фундаменту, транспортной линии и разливочной площадке. Рассмотрим возможности, которыми располагают проектировщики при решении такой задачи. Для простоты рассуждений будем рассматривать МНЛЗ с разгибом в одной точке. Это позволит абстрагироваться на данном этапе от проблем, связанных с разгибом. Для МНЛЗ с радиальным кристаллизатором высота от верха меди до нижней кромки сляба на горизонтальном участке определяется из выражения $h = R_0 + h_\kappa$, где h_κ — расстояние от оси качания кристаллизатора до верха меди, R_0 — исходный базовый радиус.

Для МНЛЗ с вертикальным участком высота складывается из 3-х составляющих (см. рис. 5.27):

$$h = h_\theta + h_3 + h_\kappa,$$

где h_θ — высота вертикального участка;

h_3 — высота участка загиба;

h_κ — высота дутового участка.

Если в формуле (5.18) принять $x_0 = h_3$, то

$$\alpha = \frac{h_3}{2} \times \frac{1}{R}. \quad (5.29)$$

Из выражения (5.29) следует, что горизонталь из центра кривизны дугового участка делит высоту участка загиба пополам (см. рис. 5.27).

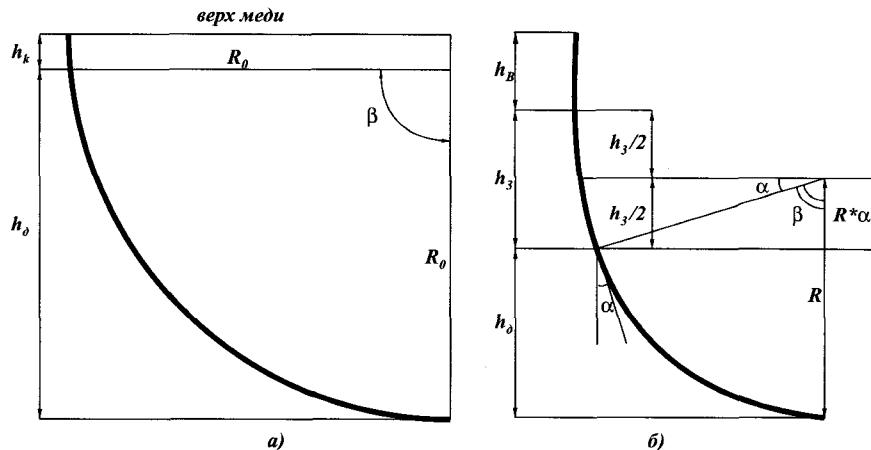


Рис. 5.27 Схемы МНЛЗ с радиальным (а) и вертикальным (б) кристаллизаторами

Вышесказанное справедливо для участка загиба с постоянной скоростью изменения кривизны. Такая концепция принята в фирме «Уралмаш — МО». Как видно из рис. 5.23, иностранные фирмы строят участок загиба и разгиба с практически постоянной скоростью изменения кривизны (график изменения кривизны на участках загиба и разгиба — линия, близкая к прямой), следовательно, указанные выше закономерности сохраняются. На участке загиба необходимо изменить кривизну от 0 до $1/R$. Целесообразнее всего равномерное пошаговое изменение кривизны, в противном случае просто неrationально на данном по высоте участке загиба сконцентрировать изменение кривизны на какой-то части участка загиба. Даже если принять неравномерное изменение кривизны на участке загиба, то при одинаковой высоте участка загиба высотные отметки МНЛЗ с равномерным и неравномерным изменениями кривизны будут отличаться незначительно, как уже было показано для участка разгиба.

Из рис. 5.27, б

$$h_d = R - R \cdot \sin \alpha \approx R(1 - \alpha);$$

используя (5.29), получим:

$$h_d = R - h_3/2.$$

Общая высота составит:

$$h = h_d + h_3/2 + R.$$

Таким образом, сохранить высоту МНЛЗ с сохранением базового радиуса при введении вертикального участка и загиба невозможно. Как следует из приведенной на рис. 5.28 схемы, уменьшение кривизны траектории МНЛЗ ведет к увеличению высоты (кривая 2 по отношению к кривой 1). Единственной мерой сохранения исходной высоты является уменьшение базового радиуса, однако это приведет к увеличению кривизны, а следовательно, к увеличению деформаций на фронте кристаллизации, пропорциональных изменению кривизны.

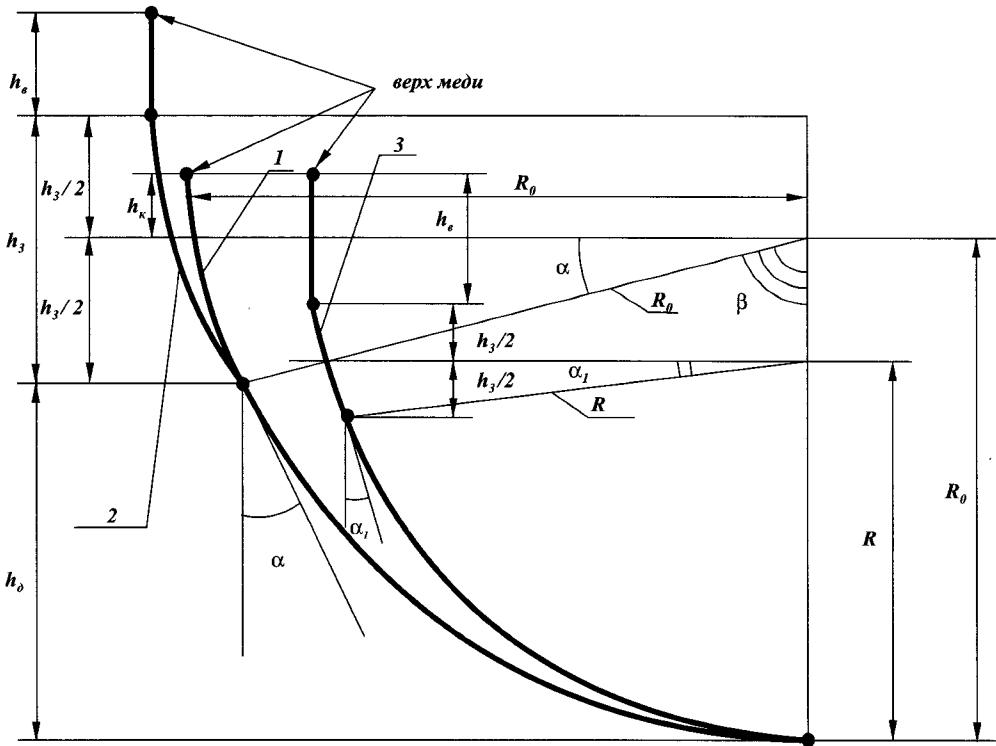


Рис. 5.28

Реконструкция МНЛЗ с радиальным кристаллизатором в МНЛЗ с вертикальным кристаллизатором возможна следующим образом.

При сохранении прежнего базового радиуса — за счет увеличения высоты МНЛЗ, при этом увеличение высоты составит:

$$\Delta H \approx h_e + h_3/2 - h_k, \quad (5.30)$$

где ΔH — приращение высоты,

h_k — расстояние от оси качания радиального кристаллизатора до верха меди (для МНЛЗ с вертикальным кристаллизатором h_k входит в h_e).

При сохранении прежней высоты вертикальный участок может быть вписан путем уменьшения базового радиуса до величины:

$$R \approx R_0 + h_k - h_e - h_3/2. \quad (5.31)$$

Перепрофилирование МНЛЗ с радиальным кристаллизатором в МНЛЗ с вертикальным кристаллизатором с сохранением высоты и базового радиуса не может быть осуществлено принципиально.

5.4.4. Некоторые особенности профилирования участка правки

При расчете значений координат роликов на участках правки следует заметить, что в формулы (5.20)–(5.22) входит значение толщины корки. Это значит, что при проектировании МНЛЗ, предназначенной для литья в определен-

ном диапазоне скоростей, существует возможность обеспечить постоянство скорости деформаций на фронте кристаллизации только при одном значении скорости литья. При иных значениях, вследствие смещения фронта кристаллизации, это условие будет нарушаться.

Если МНЛЗ предназначена для разливки широкого сортамента, скорость литья в соответствии с циклом плавки в конверторе может изменяться в широком диапазоне, например 0,8–1,5 м/мин. По этой причине расчет координат роликов на участках правки может быть выполнен с использованием толщин в формулах (5.20)–(5.22), определенных в предположении разливки с минимальной или максимальной скоростью. На рис. 5.29 показано изменение деформаций правки на участках загиба и разгиба для МНЛЗ с вертикальным участком длиной 2 м и базовым радиусом 8 м с использованием для расчета координат роликов минимальной скорости литья 0,8 м/мин и максимальной 1,5 м/мин.

Если профилирование выполнено с ориентацией на минимальную скорость литья, то при разливке с более высокими скоростями, вследствие смещения фронта кристаллизации, распределение деформаций правки, во-первых, становится весьма неравномерным, а во-вторых, их значения могут вырасти к концу участка правки в 5–10 раз (см. рис. 5.29, а). Наоборот, если профилирование ориентировано на

максимальную скорость литья, то при разливке с меньшей скоростью деформации правки имеют тенденцию уменьшения как их уровня, так и уменьшения значений к концу участка правки (см. рис. 5.29, б).

Для участка загиба характерна меньшая неравномерность деформаций. Фирма «Уралмаш – МО» осуществляет профилирование траекторий технологического канала с ориентацией на максимальную скорость литья, добиваясь равномерного распределения деформаций правки при максимальной скорости и снижения уровня этих деформаций при литье с пониженной скоростью.

При выборе рациональной длины участков правки следует иметь в виду то обстоятельство, что очень короткий участок правки может привести к значительному росту как деформаций (см. рис. 5.9–5.12), так и нагрузок, что будет показано в

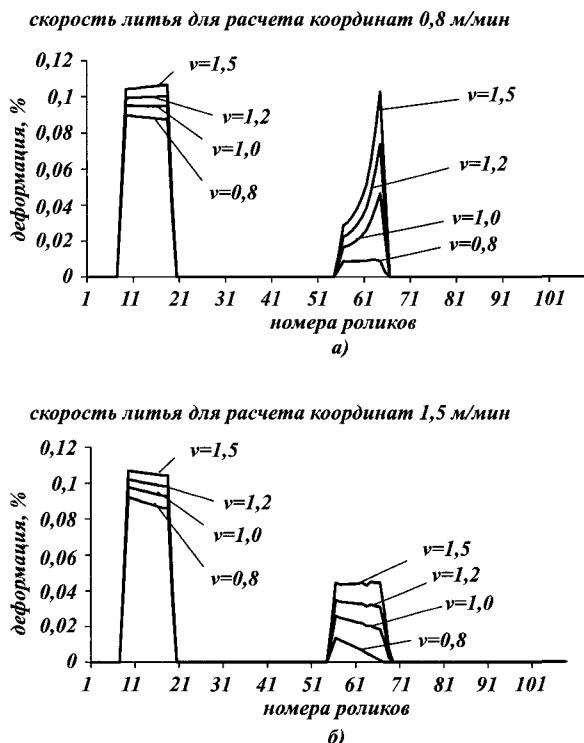


Рис. 5.29. Изменение деформаций правки по технологической линии в зависимости от значений скорости, принимаемой для расчета координат роликов

главе 6. Количество роликов правки в проектах различных фирм составляет 4—17. Наименьшее число роликов правки характерно для фирмы «Шлеман-Зимаг», большинство фирм осуществляет правку на 9—10 роликах. Фирма «Уралмаш — МО» длительное время отдавала предпочтение длинным участкам правки, добиваясь минимальных деформаций и нагрузок, однако в настоящее время перешла в проектных разработках к участкам правки 2—4 м, считая такую длину наиболее рациональной с обеих точек зрения. Табл. 5.2 иллюстрирует реакцию высоты МНЛЗ на длину участков правки.

Таблица 5.2

Зависимость высоты МНЛЗ от длины участка правки при разливке на МНЛЗ с базовым радиусом 8, 10, 12 м

Радиус МНЛЗ, м	Радиальный кристаллизатор		Вертикальный кристаллизатор	
	Длина участка разгиба, м	Высота МНЛЗ (расстояние от оси качания кристаллизатора до центра роликов горизонтального участка), м	Длина участка загиба (длина участка разгиба ≈ 4 м), м	Высота МНЛЗ (расстояние от оси качания кристаллизатора до центра роликов горизонтального участка), м
8	1,2	8,173	0,72	10,073
8	2,4	8,204	1,44	10,436
8	3,6	8,23	2,16	10,797
8	4,8	8,296	2,88	11,202
8	6	8,37	3,6	11,584
10	1,2	10,17	0,72	12,05
10	2,4	10,195	1,44	12,411
10	3,6	10,229	2,16	12,798
10	4,8	10,266	2,88	13,173
10	6	10,328	3,6	13,565
12	1,2	12,172	0,72	14,047
12	2,4	12,189	1,44	14,411
12	3,6	12,217	2,16	14,779
12	4,8	12,246	2,88	15,151
12	6	12,301	3,6	15,527

ЛИТЕРАТУРА

1. Никсовских В. М., Карлинский С. Е., Беренов А. Д. Машины непрерывного литья слябовых заготовок. —М.: Металлургия, 1991. —272 с.
2. Irving W.R., Perkins A. and Brooks M. G. // Ironmaking and Steelmaking. 1984, Vol. II. Page 152—162.
3. Daniel S. S. Roll-containment model for strand-cast slabs and blooms // Ironmaking and Steelmaking. 1982. № 1. P. 16—24.
4. High Speed Casting Technology by Analysis of Internal Cracks in Slabs at Continuous Caster / M.Naitou, S.Takata, A.Yuhara et al. // Steelmaking Conference Proceedings. 1999. P. 79—87. Англ.
5. Зовка Э. Сопоставление радиальных и вертикальных с изгибом слитка машин непрерывного литья слябов // Черные металлы. 1995. № 4. С. 28—35.
6. Concast Standard AG: Continuous Casting Machines for Steel. World Survey. 19th Edition. Situation: 1.Januar 1993. Zъrich. Schweiz.
7. Pleschiutschnigg F.-P.: Das Verhalten oxidischer- Einschlüsse sowie ihre Kontrolle und Vermeidung im Al-beruhigten Stahl während der Stahlerzeugung und des Stranggießens, Habilitationsschrift. Aachen. 1989

8. Kobayashi, H.; Kurokawa, T.; Shimomura, T.; Matsudo, K.; Miyahara, S. Trans. ISIJ 23 (1983). S.410.
9. Jacobi, H.; Wunnenberg, K. // Stahl u. Eisen. 104 (1984) Nr. 17. S. 855/63.
10. Kodama, M.; Nagai, J.; Koshikawa, T.; Habu, Y.; Haida, O.; Matsuno, J. A comparison of vertical and curved slab casting machines. In: 4th Internat. Iron und Steel Congress. London. 12-14 Mai 1982. Bd.1. S. 23/1—23/13.
11. Hoh, B.; Jacobi, H.; Wimer, H.-E.; Wunnenberg, K. // Stahl u. Eisen. 109 (1989). Nr/2. S. 69/76.
12. Böthmann H.-J.; Gronsgeld, J. // Stahl u. Eisen. 108 (1988). Nr. 20. S. 946/58.
13. Sovka, E. Vergleich der Bauarten Kreisbogen-Anlagen und Senkrechtabbiege- Anlagen für Brammenstrangguß. Sitzung des VDEh-Unterausschusses Stranggießen. 9. Juni 1993. Iumiden. Niederlande.
14. Nippon Steel Corporation NSC // Steel Times International. 1993. Nr. 3. S. 51, 52, 54.
15. Florchak, J. V. // Ironmaking and Steelmaking. 1979. Nr. 3. S. 123/30.
16. Saigusa, M.; Morikawa, N.; Sudo, F.; Saito, S.; Hukunaga, I.; Yasukawa, N. // Kawasaki Steel Techn. Rep. Mai 1982. Nr 5. S. 37/46.
17. Tanizawa, K., Yamaguchi, K. Influence of the steelmaking conditions on nonmetallic inclusions. In 1st European Conf. on CC. Florenz. Italien. 23—25 Sept.1991. Proceedings. Bd. 1. S 1.491/1.500
18. Flender, R., Wunnenberg, K. // Stahl u. Eisen. 102 (1982). Nr. 23. S 1169/76.
19. Mundliche Informationen der SMS Schloemann-Simag AG. 1993.
20. Буланов Л. В., Екимовских В. Т., Корзунин Л. Г., Кошкин А. В. К вопросу о выборе профиля кривой разгиба МНЛЗ // Сталь. 2000. № 2. С. 21—22.
21. Буланов Л. В., Екимовских В. Т. Рациональная схема роликовой зоны МНЛЗ // Сталь. 1999. № 3. С. 16—19.

6. НАГРУЗКИ НА РОЛИКИ НА УЧАСТКАХ ПРАВКИ

Наиболее нагруженными участками технологического канала являются участки правки, на которых кроме нагрузок от ферростатического давления действуют нагрузки от загиба или разгиба слитка. Расчет нагрузок от правки является ответственной и сложной, с математической точки зрения, процедурой. Сложность обусловлена необходимостью учета, во-первых, высокотемпературной ползучести, во-вторых, податливости роликового аппарата, обладающего способностью к перераспределению нагрузок. Без учета этих факторов расчет может быть некорректным и приводить к завышению значений нагрузок. В фирме «Уралмаш — МО» для расчета нагрузок разработана и применяется программа NAGRuzki.

6.1. Математическая модель нагружения податливого роликового аппарата при высокотемпературной ползучести сляба

6.1.1. Общее описание метода расчета

Решается задача об определении нагрузок на ролики участка выпрямления криволинейной МНЛЗ, возникающих от плавного разгиба сляба. Учтены упругие и реологические свойства материала сляба, переменные как по сечению сляба, так и вдоль технологической оси. Сляб представляется как криволинейная движущаяся многопролетная балка (рис. 6.1). Учитывается податливость роликов.

Предполагается квазистационарное (без изменения во времени таких параметров, как нагрузки, жесткость в каждой конкретной точке балки) движение многопролетной балки, выражющееся в накоплении необратимых деформаций при перемещении сечения слитка от одной пары (верхний плюс нижний) роликов к следующей. Расчет изгибающего момента осуществляется для статически неопределенной многоопорной движущейся балки, наделенной упругими и реологическими свойствами, на упругих опорах, расположенных на кривой, соответствующей профилю технологического канала МНЛЗ.

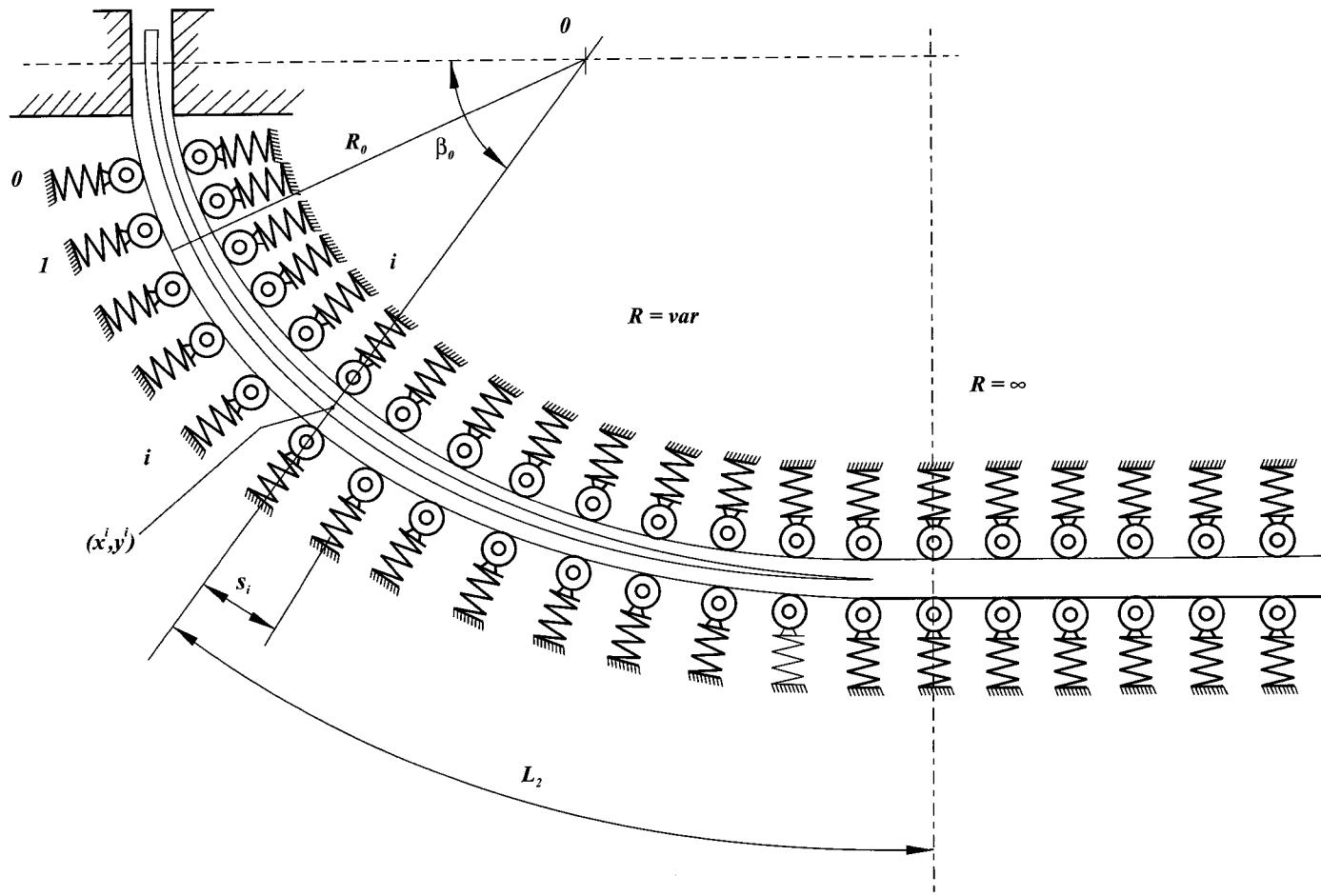


Рис. 6.1. Расчетная схема выпрямления сляба на МНЛЗ криволинейного типа

В случае установившегося движения сляба с постоянной скоростью можно полагать, что деформационная картина полностью известна, если известна кривая $y(x)$, $x^0 \leq x \leq x^n$, проходящая через точки $(x^i, y^i + \delta^i)$, $i = 0, \dots, n$. Здесь кривую $y(x)$ следует понимать как траекторию точек нейтральной оси; (x^i, y^i) — как точки «контакта» нейтральной оси с роликами МНЛЗ (т. е. координаты роликов, с 0-го по n -й); δ^i — смещение i -го ролика с учётом податливости, пропорционально F_i — нагрузке на ролик:

$$\delta^i = k_i F_i, \quad i = 0, \dots, n, \quad (6.1)$$

где k_i (мм/МН) — податливость роликов. Здесь и далее МН — мега-Ньютон. Численные значения коэффициентов k_i приведены в п. 6.1.3. Таким образом,

$$y(x^i) = y^i + \delta^i, \quad i = 0, \dots, n. \quad (6.2)$$

Деформации в слябе обусловлены его изогнутым состоянием, т. е. кривизной $\chi(x)$, которая, согласно теории, описывающей слабо изогнутые балки, равна $\chi(x) = y''(x)$. При этом следует различать:

1) кривизну $\chi_p(x) = y''_p(x)$, соответствующую накопленной к данному моменту времени деформации ползучести;

2) кривизну $\chi_e(x) = y''_e(x)$, соответствующую упругой деформации, вызванной внешними силами (этот деформации исчезает, если исчезнут внешние силы).

Истинная кривизна складывается из этих двух составляющих:

$$y''(x) = y''_p(x) + y''_e(x), \quad (6.3)$$

то есть $\chi(x) = \chi_p(x) + \chi_e(x)$.

Дважды интегрируя (6.3), получим аналогичную формулу для $y(x)$, $y_p(x)$, $y_e(x)$:

$$y(x) = y_p(x) + y_e(x). \quad (6.4)$$

Здесь $y_p(x)$ следует понимать как траекторию точек нейтральной оси при условии отсутствия внешних сил (т. е. при $y_e(x) = 0$), а $y_e(x)$ — как поправку к этой траектории, обусловленную наличием внешних сил.

Нагрузки F_i на ролики с 0-го по n -й и изгибающий момент $M(x)$ вдоль технологической оси полностью определяются функцией $y_e(x)$ и жесткостными характеристиками сечений сляба.

Обозначим через $g(x)$ и $p(x)$ характеристики сечения сляба, обусловленные соответственно упругими и реологическими свойствами сечения в точке x , толщиной корки и распределением температуры этого сечения. Принята гипотеза плоских сечений, означающая, что перпендикулярные сечения балки остаются плоскими при ее изгибе, и в каждом элементе слитка имеет место одномерное напряженно-деформированное состояние, причем напряжения и деформации направлены вдоль продольной оси балки. Тогда деформация в каждом элементе пропорциональна расстоянию от нейтральной оси и кривизне оси. Изгибающий момент в каждой точке технологической оси получается интегрированием напряжений в соответствующем сечении. Формулы для $g(x)$ и $p(x)$ приведены в п. 6.1.3.

Используются известные в теории сопротивления материалов допущения, приводящие к соотношениям тонкой балки, когда изгибающий момент пропорционален кривизне изогнутой нейтральной оси:

$$M(x) = \frac{y_e''(x)}{g(x)}. \quad (6.5)$$

Формула (6.5) является аналогом известной формулы $\frac{M}{EI} = \frac{1}{R}$, где M — изгибающий момент, R — радиус кривизны, E — модуль упругости, I — момент инерции сечения балки. В формуле (6.5) $y_e'' = \chi_e = \frac{1}{R}$ (здесь χ — кривизна), при постоянном модуле упругости g соответствует $(EI)^{-1}$.

Срезывающая сила равна производной от изгибающего момента:

$$Q(x) = \frac{y_e'''(x)}{g(x)}. \quad (6.6)$$

Нагрузка F_i на i -ый ролик равна скачку срезывающей силы, взятому с противоположным знаком:

$$F_i = -Q(x^i + 0) + Q(x^i - 0) = \frac{y_e'''(x^i - 0)}{g(x^i - 0)} - \frac{y_e'''(x^i + 0)}{g(x^i + 0)}. \quad (6.7)$$

Величины $y_e''(x^0 - 0)$, $y_e''(x^n + 0)$ полагаем равными нулю.

С другой стороны, знание функции $M(x)$ на интервале $x^0 \leq x \leq x^n$ позволяет однозначно определить $y_p(x)$, $x^0 \leq x \leq x^n$. Действительно, скорость изменения кривизны $\dot{\chi}_p(x)$ определяется формулой (см. п. 6.1.3):

$$\dot{\chi}_p(x) = (p(x)M(x))^5. \quad (6.8)$$

Здесь $\dot{\chi}_p(x)$ — производная $\chi_p(x)$ по времени. С учетом $\frac{dx}{dt} = v$ имеем

$$y_p'''(x) = \frac{1}{v} \dot{\chi}_p(x).$$

Исключая $M(x)$ из (6.5), (6.8), получим

$$\dot{\chi}_p(x) = \left(\frac{p(x)}{g(x)} y_e''(x) \right)^5. \quad (6.9)$$

Положим: $y_p''(0) = y''(0) = 1/R$, где R — радиус радиального участка МНЛЗ; $y_p'(0) = y'(0)$ — угол наклона касательной к слябу в точке контакта с 0-м роликом; $y_p(0) = y(0) = y^0(0)$ — координата 0-го ролика.

Тогда по $\dot{\chi}_p(x)$ можно вычислить $y_p(x)$:

$$y_p''(x) = y_p''(0) + \frac{1}{v} \int_0^x y_p'''(x) dx, \quad (6.10)$$

$$y_p'(x) = y_p'(0) + \frac{1}{v} \int_0^x y_p''(x) dx, \quad (6.11)$$

$$y_p(x) = y_p(0) + \frac{1}{v} \int_0^x y_p'(x) dx. \quad (6.12)$$

Соотношения (6.2), (6.4) приводят к условиям:

$$y_e(x^i) = y^i + \delta^i - y_p(x^i), \quad i = 0, \dots, n;$$

откуда, вводя обозначения y_e^i , y_p^i : $y(x^i) = y_e^i + \delta^i$, $y_p(x^i) = y_p^i$, имеем

$$y_e^i = y^i - y_p^i, \quad i = 0, \dots, n. \quad (6.13)$$

Условия (6.13) позволяют по известным координатам роликов y^i и определенной траектории $y_p(x)$ движения слитка в предположении отсутствия внешних сил вычислить y_e^i — отклонения роликов, возникающие вследствие реального наличия этих сил.

Рассмотрим сляб как упругую многопролетную балку с $(n + 1)$ упругими опорами, с 0-й по n -ю. Опоры сдвинуты на y_e^i от нулевого положения (положения балки при отсутствии внешних сил). В величину сдвигов y_e^i не входят смещения δ^i вследствие податливости (6.2), (6.4), (6.13). Положение нейтральной оси этой балки описывается функцией $y_e(x)$, $x^0 \leq x \leq x^n$. На каждом интервале $x^{i-1} \leq x \leq x^i$, $i = 1, \dots, n$, должно выполняться уравнение изогнутой оси балки:

$$y_e''(x) = 0, \quad x^{i-1} \leq x \leq x^i, \quad i = 1, \dots, n. \quad (6.14)$$

Соотношения (6.14) представляют собой систему n линейных дифференциальных уравнений 4-го порядка. Известно, что такая система имеет единственное решение, если задано $4n$ граничных условия, т. е. соотношения для функции $y_e(x)$ и ее младших производных в точках x^i , $i = 1, \dots, n$. В качестве таких условий приняты следующие:

1. Значения $y_e(x)$ в точках x^i заданы в виде:

$$y_e(x^{i-1} + 0) = y_e^{i-1} + \delta^{i-1}, \quad i = 1, \dots, n,$$

$$y_e(x^i - 0) = y_e^i + \delta^i, \quad i = 1, \dots, n.$$

Отсюда с учетом (6.1), (6.7) получим:

$$y_e(x^{i-1} + 0) = y_e^{i-1} + \frac{k_{i-1}}{g(x^{i-1}-0)} y_e'''(x^{i-1} - 0) - \frac{k_{i-1}}{g(x^{i-1}+0)} y_e'''(x^{i-1} + 0), \quad i = 1, \dots, n; \quad (6.15)$$

$$y_e(x^i - 0) = y_e^i + \frac{k_i}{g(x^i-0)} y_e'''(x^i - 0) - \frac{k_i}{g(x^i+0)} y_e'''(x^i + 0), \quad i = 1, \dots, n, \quad (6.16)$$

(всего $2n$ условий). Входящие сюда величины $y_e'''(x^0 - 0)$, $y_e'''(x^n + 0)$ полагаем равными нулю.

2. Кривая $y_e(x)$ имеет непрерывную касательную при переходе через ролики:

$$y_e'(x^i - 0) = y_e'(x^i + 0), \quad i = 1, \dots, n-1; \quad (6.17)$$

(всего $(n-1)$ условий).

3. Изгибающий момент $M(x)$ непрерывен при переходе через ролики:

$$M(x^i - 0) = M(x^i + 0).$$

С учетом (6.5) это дает:

$$\frac{y_e''(x^i-0)}{g(x^i-0)} = \frac{y_e''(x^i+0)}{g(x^i+0)}, \quad (6.18)$$

(всего $(n-1)$ условий).

4. Изгибающий момент $M(x)$ равен нулю на 0-м и n -м роликах (балка свободно оперта на краях):

$$y_e''(x^0 + 0) = 0; \quad y_e''(x^n - 0) = 0, \quad (6.19)$$

(2 условия).

Здесь под $(x^i - 0)$ и $(x^i + 0)$ понимается приближение к граничной точке x^i , соответственно со сторон ($x < x^i$) и ($x > x^i$).

Итак, процедура решения системы дифференциальных уравнений (6.14) с $4n$ граничными условиями (6.15)–(6.19) позволяет по отклонениям роликов y_e^i , $i = 0, \dots, n$, вычислить положение изогнутой оси балки $y_e(x)$, $x^0 \leq x \leq x^n$. Формально обозначим эту процедуру, как применение оператора F к вектору $\{y_e^i\}$, $i = 0, \dots, n$:

$$y_e(x) = F[\{y_e^i\}]. \quad (6.20)$$

Процедура последовательных вычислений (6.9)–(6.13) позволяет по положению изогнутой оси балки $y_e(x)$, $x^0 \leq x \leq x^n$ вычислять отклонения роликов $\{y_e^i\}$, $i = 0, \dots, n$. Формально обозначим эту процедуру как применение оператора H к функции $y_e(x)$:

$$\{y_e^i\} = H[y_e(x)]. \quad (6.21)$$

Таким образом, мы приходим к системе операторных уравнений (6.20), (6.21) для определения $\{y_e^i\}$ и $y_e(x)$. Задачу можно считать решенной, если найдены такие $\{y_e^i\}$ и $y_e(x)$, что уравнения (6.20), (6.21) удовлетворены одновременно. После этого можно найти по формулам (6.5), (6.7) величины $M(x)$ и F_i .

6.1.2. Решение упругой задачи

Пусть балка, которая изначально имела горизонтальное положение, изогнулась вследствие отклонения опор от нулевого положения на величины y_e^i (6.13). Из уравнений (6.14) следует, что на каждом интервале $x^{i-1} < x < x^i$, $i = 0, \dots, n$, выражение для $y_e(x)$ является многочленом 3-й степени, т. к. только у таких функций 4-я производная равна нулю:

$$y_e(x) = \bar{A}_i x^3 + \bar{B}_i x^2 + \bar{C}_i x + \bar{D}_i, \quad x^{i-1} < x < x^i, \quad i = 1, \dots, n. \quad (6.22)$$

Функцию $g(x)$ будем полагать кусочно постоянной (см. п. 6.1.3):

$$g(x) = g_i, \quad x^{i-1} < x < x^i, \quad i = 1, \dots, n. \quad (6.23)$$

Для упрощения вычислений перейдем для каждого интервала $x^{i-1} < x < x^i$ к новой системе координат: сдвинем начало координат в точку $(x^{i-1}, 0)$, оставив направление осей координат прежним. Введем для новых переменных обозначения s , $w_i(s)$, $i = 1, \dots, n$, для длины интервала $s_i = x^i - x^{i-1}$, $i = 1, \dots, n$.

Тогда для i -й замены имеем

$$s = x - x^{i-1}; \quad w_i(s) = y(x), \quad i = 1, \dots, n. \quad (6.24)$$

При такой замене переменных $y_e(x^i + 0)$ перейдет в $w_{i+1}(0)$; $y_e(x^i - 0)$ перейдет в $w_i(s_i)$; $g(x^i + 0)$ — в g_{i+1} ; $g(x^i - 0)$ — в g_i . Поэтому граничные условия (6.15)–(6.19) для функций $w_i(s)$, $0 < s < s_i$, $i = 1, \dots, n$, примут вид:

вместо (6.15):

$$\begin{aligned} w_1(0) &= y_e^0 - \frac{k_0}{g_1} w_1'''(0); \\ w_i(0) &= y_e^{i-1} + \frac{k_{i-1}}{g_{i-1}} w_{i-1}'''(s_{i-1}) - \frac{k_{i-1}}{g_i} w_i'''(0); \quad i = 2, \dots, n; \end{aligned} \quad (6.15')$$

вместо (6.16):

$$\begin{aligned} w_i(s_i) &= y_e^i + \frac{k_i}{g_i} w_i'''(s_i) - \frac{k_i}{g_{i+1}} w_{i+1}'''(0), \quad i = 1, \dots, n, \\ w_n(s_n) &= y_e^n + \frac{k_n}{g_n} w_n'''(s_n); \end{aligned} \quad (6.16')$$

вместо (6.17):

$$w'_i(s_i) = w'_{i+1}(0); \quad i = 1, \dots, n; \quad (6.17')$$

вместо (6.18):

$$\frac{w''_i(s_i)}{g_i} = \frac{w''_{i+1}(0)}{g_{i+1}}; \quad i = 1, \dots, n-1; \quad (6.18')$$

вместо (6.19):

$$w''_1(0) = 0; \quad w''_n(s_n) = 0. \quad (6.19')$$

Система уравнений (6.14) для функций $w_i(s)$ принимает вид:

$$w_i'''(s) = 0, \quad 0 < s < s_i, \quad i = 1, \dots, n. \quad (6.14')$$

Поэтому функции $w_i(s)$ также являются многочленами 3-й степени, т. е. имеют вид, аналогичный (6.22):

$$w_i(s) = A_i s^3 + B_i s^2 + C_i s + D_i, \quad 0 < s < s_i, \quad i = 1, \dots, n. \quad (6.22')$$

Подставляя $w_i(s)$, имеющие конкретный вид (6.22') в граничные условия (6.15')—(6.19'), получим систему $4n$ линейных алгебраических уравнений, из которых можно найти $4n$ неопределенных коэффициента $A_i, B_i, C_i, D_i, i = 1, \dots, n$:

вместо (6.15'):

$$\begin{aligned} D_1 + 6 \frac{k_0}{g_1} A_1 &= y_e^0, \\ D_i - 6 \frac{k_{i-1}}{g_{i-1}} A_{i-1} + 6 \frac{k_{i-1}}{g_i} A_i &= y_e^{i-1}, \quad i = 2, \dots, n; \end{aligned} \quad (6.15'')$$

вместо (6.16'):

$$\begin{aligned} D_i + s_i C_i + s_i^2 B_i + \left(s_i^3 - 6 \frac{k_i}{g_i} \right) A_i + 6 \frac{k_i}{g_{i+1}} A_{i+1} &= y_e^i, \quad i = 1, \dots, n-1, \\ D_n + s_n C_n + s_n^2 B_n + \left(s_n^3 - 6 \frac{k_n}{g_n} \right) A_n &= y_e^n; \end{aligned} \quad (6.16'')$$

вместо (6.17'):

$$C_i + 2s_i B_i + 3s_i^2 A_i - C_{i+1} = 0, \quad i = 1, \dots, n-1; \quad (6.17'')$$

вместо (6.18'):

$$\frac{6s_i A_i}{g_i} + \frac{2B_i}{g_i} - \frac{2B_{i+1}}{g_{i+1}} = 0, \quad i = 1, \dots, n-1; \quad (6.18'')$$

вместо (6. 19'):

$$\frac{2B_1}{g_1} = 0; \quad \frac{6s_n}{g_n} A_n + \frac{2}{g_n} B_n = 0. \quad (6.19'')$$

Число роликов в расчетной схеме желательно делать возможно большим, чтобы минимизировать влияние погрешности граничных условий на концах на нагрузки в средней части. Однако слишком большое число роликов ведет к неустойчивости результатов счета. В расчетах максимальное число роликов, равное $(n+1)$, составило 31. В этих условиях система (6.15'')—(6.19'') представляет собой систему 120 уравнений с 120 неизвестными. Решение таких больших линейных алгебраических систем является сложной вычислительной задачей. Для ее решения переменные A_i , B_i , C_i , D_i специальным образом упорядочивались так, чтобы в результате матрица системы содержала наименьшее количество ненулевых диагоналей.

Решение проводилось методом прямой и обратной прогонки. Учет специфической конфигурации множества ненулевых элементов позволил в 10 раз сэкономить объем машинной памяти, а также существенно увеличить скорость и точность решения системы.

Как уже указывалось в п. 6.1.1, в результате решения системы полностью определяются нагрузки на ролики F_i и изгибающий момент $M(x)$ вдоль технологической оси (6.5), (6.7), и, следовательно, напряжения и упругие деформации в слябе.

6.1.3. Упругая и реологическая жесткость сляба.

Податливость роликов

В настоящем подразделе приведен весь набор формул и предположений, необходимых для вычисления функций $g(x)$ и $p(x)$, характеризующих упругие и ползучие свойства сляба. В этот набор входят предположения о толщине корки сляба (6.25), о распределении температуры вдоль технологической оси (6.26) и по сечению сляба (6.27), о зависимости модуля упругости от температуры (6.28), о связи напряжения со скоростью деформации ползучести и с температурой (6.29), а также (6.30)—(6.32) для вычисления $g(x)$ и $p(x)$ путем интегрирования по сечению сляба.

Толщину корки сляба в точке x вычисляем по формуле:

$$\delta = K \sqrt{\frac{L(x)}{v}}, \quad (6.25)$$

где δ — толщина корки, мм;

$K = 23—34$ — коэффициент кристаллизации, мм/мин $^{1/2}$.

$L(x)$ — расстояние вдоль технологической оси от мениска до рассматриваемой точки x , м;

v — скорость движения сляба, м/мин.

Толщина корки на верхней, нижней и боковых гранях сляба предполагается одинаковой (см. рис. 6.2). Уточненные в настоящее время закономерности для толщины корки (см. гл. 1 и 3) в данной задаче не оказывают существенного влияния.

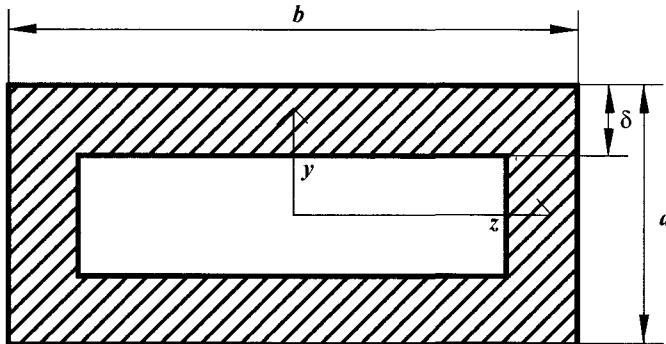


Рис. 6.2. Расчетное сечение Ω_i сляба

Температура поверхности верхней, нижней и боковых граней сляба принимается постоянной на отрезке между соседними роликами и соответствует заданному режиму охлаждения. Предполагаем, что температура по толщине корки изменяется линейно от температуры поверхности до температуры солидуса (примерно 1500°C):

$$T = T_{\text{on}} + (1500 - T_{\text{on}}) \frac{\frac{a}{2} - y}{\delta}, \quad (6.26)$$

$$T = T_{\text{on}} + (1500 - T_{\text{on}}) \frac{\frac{b}{2} - z}{\delta} \quad (6.27)$$

соответственно для верхней и боковой граней. Здесь b и a — соответственно ширина и толщина сляба (см. рис. 6.2).

В расчетах для упрощения была выбрана следующая зависимость модуля упругости от температуры:

$$E(T) = E_{1000} \frac{1500 - T}{500}, \quad (6.28)$$

где $E_{1000} = 10^5 \text{ Н/мм}^2$ — модуль упругости стали при температуре $T = 1000^\circ\text{C}$.

Значения $E(T)$ взяты максимальными, приближающимися к результатам динамических методов определения модуля упругости. Это связано с тем, что в статических методах измерения неявно учитываются свойства ползучести. В описываемой модели свойства ползучести учтены отдельно.

В настоящей модели принят закон установившейся ползучести для углеродистой стали, выражющий зависимость напряжения $\sigma [\text{МПа}]$ от скорости деформации $\dot{\epsilon} [\text{с}^{-1}]$ и температуры $T [\text{°C}]$:

$$\sigma = 21900 \dot{\epsilon}^{0.2} \exp(-0.004(T + 273)). \quad (6.29)$$

Зафиксируем точку x , $x^0 \leq x \leq x^n$ на оси сляба. Она попадает в интервал $x^{i-1} \leq x \leq x^i$ для некоторого i , $i = 1, \dots, n$. Толщина корки δ и температура поверх-

хности, а следовательно, и все физические свойства весьма медленно меняются вдоль оси сляба. Поэтому функции $g(x)$, $p(x)$, характеризующие упругие и реологические свойства сечения Ω в точке x , можно без ущерба полагать кусочно-постоянными (ступенчатыми). При этом значение функций $g(x)$, $p(x)$ на интервале $x^{i-1} \leq x \leq x^i$ предполагается равным значению в точке x^i , т. е.

$$\begin{aligned} g(x) &= g_i \text{ при } x^{i-1} \leq x \leq x^i, \quad i = 1, \dots, n; \\ p(x) &= p_i \text{ при } x^{i-1} \leq x \leq x^i, \quad i = 1, \dots, n. \end{aligned} \quad (6.30)$$

Приведем формулы для p_i , g_i . Пусть Ω_i — поперечное сечение сляба в точке x^i (см. рис. 6.2) с соответствующей толщиной корки δ (6.25), и распределением температуры $T_i(y, z)$ (6.26), (6.27). Пусть упругая кривизна в точке x^i равна χ_e .

Упругая деформация ϵ в точке (y, z) сечения Ω_i в предположении гипотезы плоских сечений, принятой в сопромате для тонких балок:

$$\epsilon(y, z) = y\chi_e.$$

Напряжение σ вдоль оси сляба в точке (y, z) сечения Ω_i :

$$\sigma(y, z) = E(y, z)\epsilon(y, z) = E_{1000} \frac{1500 - T_i(y, z)}{500} y\chi_e.$$

Изгибающий момент M , соответствующий кривизне, равен:

$$M = \iint_{\Omega_i} y\sigma(y, z)dydz = \chi_e \iint_{\Omega_i} E_{1000} \frac{1500 - T_i(y, z)}{500} y^2 dydz.$$

Сравнивая это равенство с формулой (6.5), для величины g_i получим:

$$g_i = \left[\iint_{\Omega_i} E_{1000} \frac{1500 - T_i(y, z)}{500} y^2 dydz \right]^{-1}. \quad (6.31)$$

Пусть скорость изменения кривизны в точке x^i вследствие ползучести материала равна $\dot{\chi}_p$ (см. п. 6.1.1).

Скорость деформации ползучести в точке (y, z) сечения Ω_i в предположении гипотезы плоских сечений:

$$\dot{\epsilon}(y, z) = y\dot{\chi}_p.$$

Напряжение σ вдоль оси сляба в точке (y, z) сечения Ω_i (6.29) равно:

$$\sigma(y, z) = 21900(y\dot{\chi}_p)^{0.2} \exp[-0.004(T_i(y, z) + 273)].$$

Из уравнения равновесия следует, что изгибающий момент M , соответствующий скорости изменения кривизны, равен:

$$\begin{aligned} M &= \iint_{\Omega_i} y\sigma(y, z)dydz = \iint_{\Omega_i} 21900 y^{1.2} (\dot{\chi}_p)^{0.2} \exp[-0.004(T_i(y, z) + 273)] dydz = \\ &= (\dot{\chi}_p)^{0.2} \iint_{\Omega_i} 21900 y^{1.2} \exp[-0.004(T_i(y, z) + 273)] dydz. \end{aligned}$$

Сравнивая представленное равенство с формулой (6.8), для величины p_i получим:

$$p_i = \left[\iint_{\Omega_i} 21900 y^{1,2} \exp[-0,004(T_i(y,z) + 273)] dy dz \right]^{-1}. \quad (6.32)$$

Интегралы в (6.31) и (6.32) вычисляются приближенно с любой заданной точностью.

Приведем формулу для податливости роликов k_i , учитывающую ширину сляба, модуль упругости ролика, его длину, наружный и внутренний диаметры:

$$k_i = \frac{b^3 + 8l_p^3 - 4b^2l_p}{6\pi \cdot E_p (D_p^4 - d_p^4)}, \quad i = 1, \dots, n. \quad (6.33)$$

Расчеты показывают, что податливость сплошных (неразрезных) роликов составляет $k_i = (1-5)$ мм/МН, а коротких (разрезных) — на порядок ниже, т. е. $k_i = (0,1-0,5)$ мм/МН. Траверса, на которую опирается промежуточная (средняя) опора разрезного ролика имеет податливость менее $k_i < (0,1-0,2)$ мм/МН.

Податливость роликового аппарата понимается как суммарный прогиб роликов и траверс в поперечном сечении ролика, расположенному под торцами непрерывнолитого слитка при приложении к роликам единичной нагрузки от слитка, равной 1 МН. Такое представление о податливости позволяет говорить о смещении сечения заготовки от траектории участка правки, задаваемой координатами центров роликов. Следует обратить внимание на то обстоятельство, что характеризовать податливость следует именно прогибом системы траверса—ролик в сечении, соответствующем положению торцов слитка, а не середины. В частности, при разливке широких слитков податливость системы ролик—траверса под торцами слитка имеет малую величину, в то время как прогиб этой системы в середине может быть достаточно большим.

Приведем величины податливости роликового аппарата на участках правки для некоторых МНЛЗ:

- 1) МНЛЗ № 2 НТМК: $k = 1$ мм/МН
- 2) МНЛЗ № 3 ММК: $k = 0,1$ мм/МН
- 3) МНЛЗ № 1 ММК: $k = 0,75$ мм/МН
- 4) МНЛЗ № 6 НЛМК: $k = 0,1$ мм/МН

6.1.4. Дополнительные средства для решения задачи

Приведенные в пп. 6.1.1—6.1.3 формулы позволяют в замкнутом виде поставить задачу вычисления нагрузок на ролики.

Подстановка вычисленных в п. 6.1.3 (6.25)—(6.33) величин, $k_i, i = 1, \dots, n$, и функций $g(x), p(x)$ в формулы п. 6.1.1 сводит задачу к одновременному решению операторных уравнений (6.20), (6.21). При этом (6.20) есть формальное обозначение цепочки последовательного интегрирования (6.9)—(6.13), а (6.21) есть формальное обозначение процедуры решения системы дифференциальных уравнений (6.14) с граничными условиями (6.15)—(6.19), которая в п. 6.1.2 сводится к системе алгебраических уравнений (6.15")—(6.19").

Однако непосредственное решение задачи в таком виде не представляется возможным. Возникает необходимость в применении целой серии приемов как математического (формального), так и вычислительного характера. В основном они сводятся к следующему.

Во-первых, вводится модификация математической модели, приведенной в пп. 6.1.1—6.1.3. Суть ее состоит в переформулировке основных соотношений в терминах неизвестных углов d_e^i , $i = 1, \dots, n-1$, вместо неизвестных смещений роликов y_e^i , $i = 0, 1, \dots, n$. Эта модификация менее наглядна, что и привело к необходимости предварительной формулировки математической модели в виде пп. 6.1.1, 6.1.2. Однако настоящая модификация обладает существенными преимуществами. Она позволяет производить на одно интегрирование меньше в цепочке (6.9)—(6.13) и проводить вычисления в единицах углов и кривизны вместо первых и вторых производных. Последнее связано с тем, что применявшаяся здесь замена переменных с поворотом локальных систем координат позволяет обойти сложности, сопряженные с необходимостью учета поправочного коэффициента $\left(\sqrt{1 + (y'(x))^2}\right)^3$, связывающего кривизну и вторую производную. Действительно, $[w'(s)]^2$ при замене (6.34) (см. ниже) пренебрежительно мало в отличие от $[w'(s)]^2$ при замене (6.24). Поэтому коэффициент $\left(\sqrt{1 + (y'(x))^2}\right)^3$, учет которого приводит к нелинейным уравнениям, умышленно игнорировался в п. 6.1.1. Формулы для описанной модификации приводятся в п. 6.1.5.

Во-вторых, одновременное решение операторных уравнений (6.20), (6.21) практически неосуществимо, в то время как соответствующие им процедуры (см. п. 6.1.1) выполняются стандартными средствами (интегрирование и решение линейной алгебраической системы). Поэтому решение системы операторных уравнений (6.20), (6.21) проводится итерационным методом путем поочередного выполнения процедур (6.20) и (6.21). Процедура (6.20) вычисляет $M(s)$ по d_e^i . Полученное значение $M(s)$ подставляется в процедуру (6.21), вычисляющую новое значение $\{d_e^i\}$. Это более точное значение $\{d_e^i\}$ вновь подставляется в процедуру (6.20), что дает возможность вычислить более точное значение $M(s)$, которое опять будет подставлено в процедуру (6.21). И так далее. Типичным явлением при таком итерационном подходе к решению систем уравнений является часто возникающая расходимость итераций. Эта расходимость иногда весьма сильна, однако с ней можно бороться путем введения специального релаксирующего параметра. Этот параметр не только тормозит расходимость, но при удачном выборе может в десятки раз ускорить сходимость итерационного метода. Формулы для описанного здесь итерационного метода и выбора релаксирующего параметра приводятся в п. 6.1.6.

В-третьих, решение задачи для системы $(n+1)$ роликов заменяется последовательностью решения отдельных задач для систем $(m+1)$ роликов, с 0-го по m -й, где m постепенно увеличивается от 2 до n . При этом достигается достаточно точное решение для системы роликов с 0-го по m -й, затем добавляется $(m+1)$ -й ролик. Известно, что задание условий на переднем конце многопролетной балки (в нашем случае — наличие смещенного $(m+1)$ -го ролика) существенно влияет на напряженно-деформированное состояние балки лишь до третьей—пятой опоры от переднего конца, т. е. в нашем случае — в области $(m-3)$ -го — $(m+1)$ -го ролика. Нагрузки на ролики F_i , изгибающий момент $M(x)$, отклонения роликов y_e^i на отрезке технологической оси от 0-го до $(m-3)$ -го ролика при дальнейшем наращивании количества роликов практически не

меняются и равны соответствующим величинам для установившегося движения сляба в полной системе роликов с 0-го по n -й. Это позволяет при добавлении $(m+1)$ -го ролика использовать близкую к достоверной информацию о деформационной картине на отрезке от 0-го до m -го ролика. Информация эта необходима для вычисления отклонения y_e^{m+1} , т. к. последнее определяется через накопленную ранее деформацию ползучести (6.9)–(6.13). При попытке решения задачи для полной системы $(n+1)$ роликов без использования этой информации значения величин $y_e^i, i = 0, \dots, n$, получаются настолько далеки от истинных, что полностью искажают картину напряженно-деформированного состояния в слябе. В результате решение задачи для системы $(n+1)$ роликов без применения только что описанного метода постепенного наращивания количества роликов становится невозможным. Метод постепенного наращивания количества роликов по сути дела моделирует прохождение переднего конца сляба, т. е. его вхождение в систему все большего количества роликов и последующую стабилизацию его состояния на расстоянии, занимаемом 3–5 роликами от переднего конца. Поэтому описанный метод позволяет не только решать задачу установившегося движения сляба, но и дает возможность создать пригодочную модель для расчета нагрузок на ролики при прохождении переднего конца сляба.

6.1.5. Модификация общего метода

В настоящем подразделе проводится переформулировка основных соотношений пп. 6.1.1, 6.1.2 в терминах неизвестных углов $d_e^i, i = 1, \dots, n-1$, вместо неизвестных смещений роликов $y_e^i, i = 1, \dots, n$. Преимущества такой модификации описаны в п. 6.1.4.

Введем для углов обозначения u^i :

$$u^i = \arctg y'(x^i), \quad i = 0, 1, \dots, n.$$

Для последовательных разностей углов введем обозначения

$$d^i = u^i - u^{i-1}, \quad i = 1, \dots, n.$$

Таким образом, d^i заранее известны, т. к. геометрические характеристики МНЛЗ заданы.

В п. 6.1.1 величины y^i представлялись в виде сумм $y^i = y_e^i + y_p^i$ (6.13). В настоящей модификации роль, аналогичную роли y_e^i, y_p^i в пп. 6.1.1, 6.1.2, будут играть величины d_e^i, d_p^i :

$$d^i = d_e^i + d_p^i.$$

Здесь d_e^i представляет собой часть d^i , соответствующую упругим, т. е. исчезающим при снятии нагрузок (обратимым) деформациям сляба, а d_p^i представляет собой часть d^i , соответствующую реологическим, т. е. накопленным (необратимым) деформациям сляба.

Введем локальные системы координат, аналогичные введенным в п. 6.1.2 (6.24), но более полно учитывающие локальную ориентацию сляба. На участке кривой от $(i-1)$ -го до i -го ролика введем систему (s, w_i) , начало координат которой совпадает с $(i-1)$ -ым роликом, а ось абсцисс направлена от $(i-1)$ -го ролика к i -му (см. рис. 6.3). Обозначим через s_i расстояние между $(i-1)$ -м и i -м роликами:

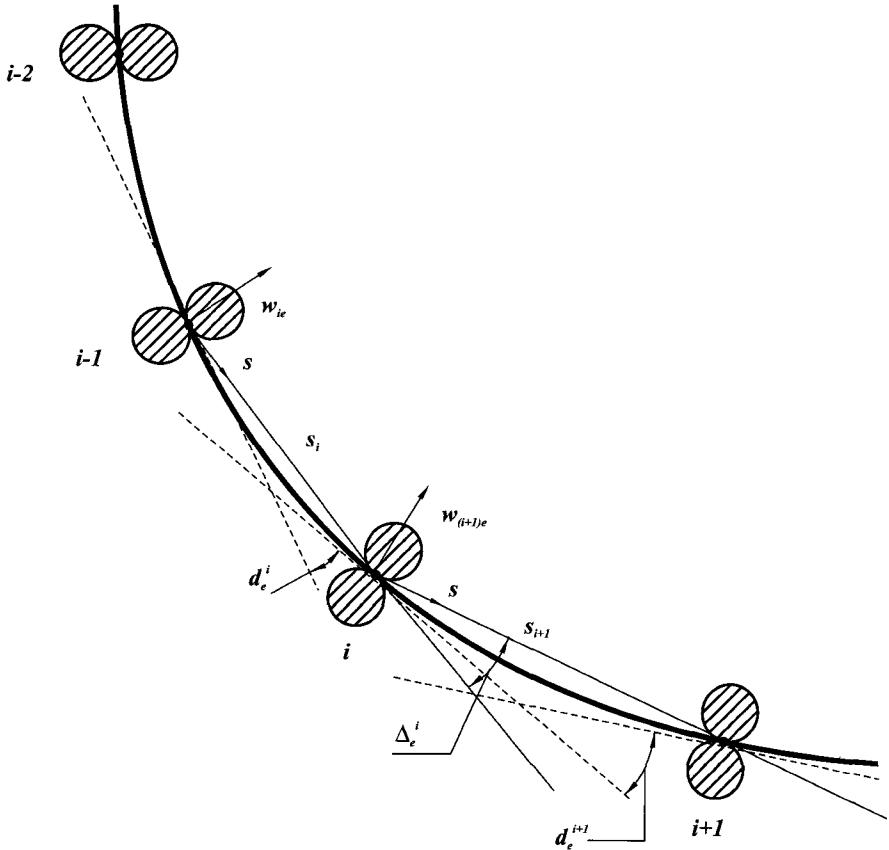


Рис. 6.3. Локальная система координат для шага между $(i-1)$ -м и i -м роликом

$$s_i = \sqrt{(y^i - y^{i-1})^2 + (x^i - x^{i-1})^2}.$$

Тогда точка $s = 0, w_i = 0$ соответствует точке $x = x^{i-1}, y = y^{i-1}$; точка $s = s_i, w_i = 0$ соответствует точке $x = x^i, y = y^i$; т. е.

$$(s = 0, w_i = 0) \leftrightarrow (x = x^{i-1}, y = y^{i-1}); \quad (6.34)$$

$$(s = s_i, w_i = 0) \leftrightarrow (x = x^i, y = y^i).$$

Форма изогнутой оси сляба на отрезке между $(i-1)$ -м и i -м роликами будет описываться функцией $w_i(s)$. Аналогично формуле (6.4) разложим $w_i(s)$ в сумму упругой и реологической составляющих:

$$w_i(s) = w_{ie}(s) + w_{ip}(s).$$

Для скорости изменения кривизны $\dot{w}_{ip}(s)$ справедлива формула, аналогичная (6.9):

$$\ddot{w}_{ip}(s) = \left(\frac{p(s)}{g(s)} w''_{ie}(s) \right)^5. \quad (6.35)$$

За время прохождения сечения сляба от $(i-1)$ -го ролика до точки с абсциссой s , $0 \leq s \leq s_i$, в нем накапливается необратимая кривизна:

$$w''_{ip}(s) - w''_{ip}(0) = \frac{1}{v} \int_0^s \dot{w}_{ip}''(s) ds.$$

Так как $w''_{ip}(0) = w''_{(i-1)p}(s_{i-1})$, то

$$w''_{ip}(s_i) = w''_{(i-1)p}(s_{i-1}) + \frac{1}{v} \int_0^{s_i} \dot{w}_{ip}''(s) ds. \quad (6.36)$$

Формула (6.36) позволяет последовательно вычислить величины $w''_{ip}(s_i)$, $i = 1, \dots, n$, если известны функции $w''_{ip}(s)$.

За время прохождения сечения сляба от $(i-1)$ -го до i -го ролика реологическая составляющая его угла наклона изменится:

$$\begin{aligned} w'_{ip}(s_i) - w'_{ip}(0) &= \int_0^{s_i} w''_{ip}(s) ds = \int_0^{s_i} \left[w''_{ip}(0) + \frac{1}{v} \int_0^s \dot{w}_{ip}''(s) ds \right] ds = \\ &= w''_{ip}(0)s_i + \frac{1}{v} \int_0^{s_i} \int_0^s \dot{w}_{ip}''(s) ds ds. \end{aligned}$$

Учитывая, что $d_p^i = w'_{ip}(s_i) - w'_{ip}(0)$, получим:

$$d_p^i = w''_{ip}(0)s_i + \frac{1}{v} \int_0^{s_i} \int_0^s \dot{w}_{ip}''(s) ds ds. \quad (6.37)$$

Упругая составляющая d_e^i может быть вычислена по формуле:

$$d_e^i = d^i - d_p^i, \quad i = 1, \dots, n - 1. \quad (6.38)$$

Цепочка вычислений (6.35)–(6.38) аналогична цепочке (6.9)–(6.13) из п. 6.1.1 и служит для вычисления набора $\{d_e^i\}$, $i = 1, \dots, n - 1$, когда известны функции $w_{ie}(s)$, $i = 1, \dots, n$.

Функции $w_{ie}(s)$ удовлетворяют уравнению изогнутой оси упругой балки:

$$w_{ie}^{IV}(s) = 0, \quad 0 \leq s \leq s_i, \quad i = 1, \dots, n. \quad (6.39)$$

Эта система дифференциальных уравнений аналогична системе (6.14) из п. 6.1.1.

Границные условия для системы (6.39):

1. Значения $w_{ie}(s)$ в точках $s = 0$ и $s = s_i$ равны смещениям соответствующих роликов:

$$w_{ie}(0) = \delta_{i-1}, \quad i = 1, \dots, n; \quad (6.40)$$

$$w_{ie}(s_i) = \delta_i, \quad i = 1, \dots, n. \quad (6.41)$$

Эти условия отличаются от условий (6.15), (6.16) отсутствием ненулевой правой части (величины δ_{i-1} , δ_i , как и в п. 6.1.1, не относятся к правой части, т. к. с учетом формул (6.1), (6.7) выражаются через неизвестные функции и переносятся в левую часть).

2. При переходе через i -й ролик, $i = 1, \dots, n-1$, сляб имеет непрерывную касательную. Ориентация i -й и $(i+1)$ -й систем отличается на некоторый угол Δ_e^i , непосредственно связанный с d_e^i и d_e^{i+1} (см. рис. 6.3). Из геометрических соображений величина Δ_e^i при монотонно изменяющихся d_e^i лежит между d_e^i и d_e^{i+1} . Вычислительные эксперименты с $\Delta_e^i = d_e^i$ и $\Delta_e^i = (d_e^{i+1} + d_e^i)/2$ показали, что уровень нагрузок практически не зависит от выбора той или иной формулы для связи Δ_e^i с d_e^i , итак:

$$w'_{ie}(s_i) - w'_{(i+1)e}(0) = \Delta_e^i, \quad i = 1, \dots, n-1. \quad (6.42)$$

Эти условия отличаются от условий (6.17) наличием ненулевой правой части.

3. Изгибающий момент непрерывен при переходе через ролики:

$$\frac{w''_{ie}(s_i)}{g_i} - \frac{w''_{(i+1)e}(0)}{g_{i+1}} = 0, \quad i = 1, \dots, n-1. \quad (6.43)$$

Эти условия не отличаются от условий (6.18).

4. Изгибающий момент равен нулю на 0-м и n -м роликах:

$$w''_{ie}(0) = 0, \quad w''_{ne}(s_n) = 0. \quad (6.44)$$

Эти условия не отличаются от условий (6.19).

Аналогично проделанному в п. 6.1.2 можно представить неизвестные функции $w_{ie}(s)$, $i = 1, \dots, n$, многочленами 3-й степени и получить для коэффициентов этих многочленов линейную алгебраическую систему $4n$ уравнений с $4n$ неизвестными. Матрица этой системы будет в точности той же, что и матрица системы (6.15")—(6.19"), так как левые части уравнений (6.15)—(6.19) и уравнений (6.40)—(6.44) одинаковы, правая часть системы может быть получена из правой части системы (6.15")—(6.19"), если в уравнениях (6.15"), (6.16") поставить 0 вместо y^i_e в правой части; в уравнениях (6.17") поставить Δ_e^i вместо 0 в правой части; в уравнениях (6.18"), (6.19") оставить в правой части 0.

В итоге, как и в п. 6.1.1, мы пришли к процедуре получения набора функций $\{w_{ie}(s)\}$, $i = 1, \dots, n$, по заданным углам $\{d_e^i\}$, $i = 1, \dots, n-1$ из решения системы дифференциальных уравнений (6.39) с граничными условиями (6.40)—(6.44), которая сведена к линейной алгебраической системе. Формально обозначим эту процедуру через F :

$$\{w_{ie}(s)\} = F[\{d_e^i\}]. \quad (6.45)$$

Процедуру получения $\{d_e^i\}$ по заданным $w_{ie}(s)$ путем выполнения цепочки вычислений (6.35)—(6.38) обозначим через H :

$$\{d_e^i\} = H[w_{ie}(s)]. \quad (6.46)$$

Система операторных уравнений (6.45), (6.46) является аналогом системы (6.20), (6.21). Задача решена, если найдены такие $\{w_{ie}(s)\}$ и $\{d_e^i\}$, что уравнения (6.45), (6.46) удовлетворяются одновременно. После решения системы (6.45), (6.46) нагрузки на ролики F_i и изгибающий момент $M(x)$ находятся по формулам, аналогичным формулам (6.5), (6.7).

6.1.6. Итерационный метод решения системы операторных уравнений

В п. 6.1.4 была обоснована необходимость применения итерационного метода для решения системы операторных уравнений (6.20), (6.21). В п. 6.1.5 была предложена модификация описанной в п.п. 6.1.1, 6.1.2 модели, приводящая к системе операторных уравнений (6.45), (6.46), которая аналогична системе (6.20), (6.21). Необходимость применения итерационного метода для решения системы (6.45), (6.46) вызвана, как и в случае системы (6.20), (6.21), следующими соображениями. Одновременное решение уравнений (6.45) и (6.46) не представляется возможным. В то же время поочередное выполнение процедуры (6.46), представляющей собой цепочку последовательных вычислений (6.35)–(6.38), и процедуры (6.45), представляющей собой решение системы дифференциальных уравнений (6.39) с граничными условиями (6.40)–(6.44), можно проделать стандартным путем. При этом процедура (6.46) приводит к серии интегрирований по точным формулам, а процедура (6.45) — к решению системы линейных алгебраических уравнений (см. п. 6.1.5).

Предварительно основная идея итерационного метода будет проиллюстрирована на примере задачи о нахождении решения системы двух уравнений с заданными функциями f, g :

$$y = f(x), \quad (6.47)$$

$$x = g(y). \quad (6.48)$$

Итерационный метод решения системы (6.47), (6.48) состоит в следующем. Берется начальное приближение x_1 , и подставляется в уравнение (6.47). В результате можно получить $y_1 = f(x_1)$. Подставляя y_1 в уравнение (6.48), получим $x_2 = g(y_1)$. Затем получаем $y_2 = f(x_2)$, $x_3 = g(y_2)$, $y_3 = f(x_3)$ и т. д. В случае сходимости последовательности x_1, x_2, x_3, \dots к некоторому \bar{x} , мы получим: $\bar{y} = f(\bar{x})$, $\bar{x} = g(\bar{y})$. Тем самым система (6.47), (6.48) будет решена, и ее решением будет $x = \bar{x}$, $y = \bar{y}$.

Однако при таком подходе к решению системы (6.47), (6.48) вполне возможен случай, когда итерационная последовательность x_1, x_2, x_3, \dots расходится (см. рис. 6.4). В этом случае сходимость можно обеспечить, если ввести релаксирующий параметр ρ , $0 < \rho < 1$, и искать последовательные приближения следующим образом:

$$x_1, y_1 = f(x_1), x_2 = \rho g(y_1) + (1 - \rho)x_1,$$

$$y_2 = f(x_2), x_3 = \rho g(y_2) + (1 - \rho)x_2, \dots$$

Итак, если исходный итерационный метод записывается формулами

$$y_k = f(x_k), x_{k+1} = g(y_k), \quad (6.49)$$

то итерационный метод с параметром ρ записывается формулами

$$y_k = f(x_k), x_{k+1} = \rho g(y_k) + (1 - \rho)x_k. \quad (6.50)$$

При $\rho = 1$ метод (6.50) совпадает с исходным (6.49), а при $\rho = 0$ все x_k равны начальному x_1 , т. е. цепочка итераций стоит на месте.

На рис. 6.4, 6.5 точка 1' имеет координату (x_1, y_1) , точка 2: (x_2, y_1) , точка 2': (x_2, y_2) и т. д. Из рис. 6.5 видно, что при $\rho = 1/3$ итерационный метод с пара-

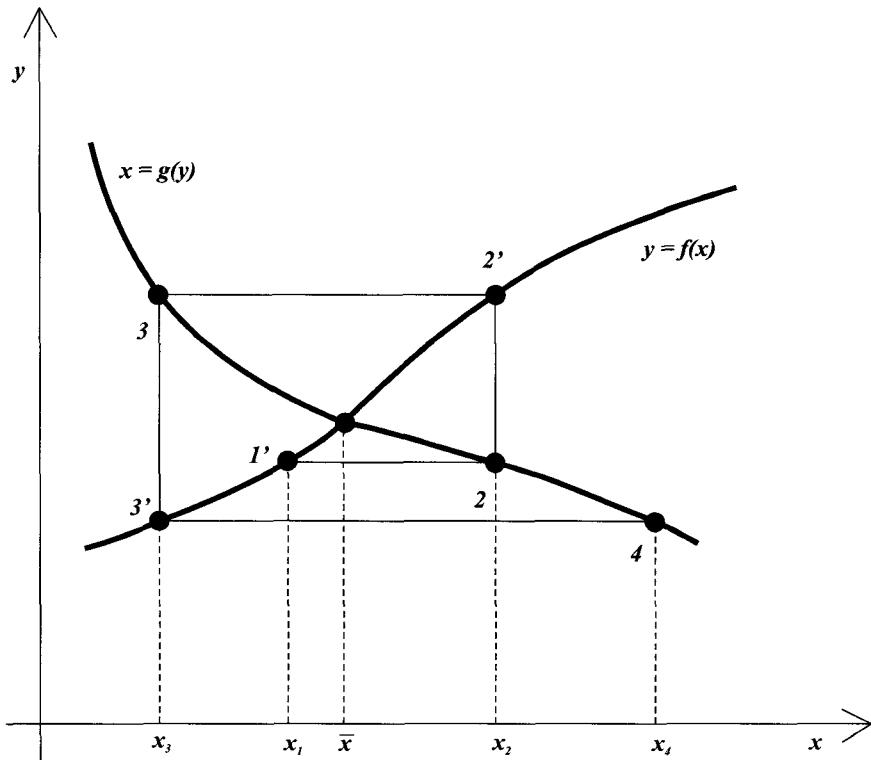


Рис. 6.4. Расходимость итерационного метода при $\rho = 1$

метром сходится, в то время как при $\rho = 1$ исходный итерационный метод расходится.

Так как при $\rho = 0$ цепочка итераций стоит на месте, то выбор слишком малого ρ может сильно замедлить сходимость. Подходящее же значение ρ априорно неизвестно. Поэтому ρ выбирается из следующих соображений.

При весьма малых ρ расстояние от очередной итерации x_k до истинного решения \bar{x} убывает с каждой итерацией в постоянное число раз:

$$(x_k - \bar{x}) = \mu(x_{k-1} - \bar{x}), \quad \mu = \text{const}. \quad (6.51)$$

Обозначим функцию $g(y_k) = g(f(x_k))$ через $h(x_k)$.

Тогда (6.50) перепишется в виде

$$x_k = \rho h(x_{k-1}) + (1 - \rho)x_{k-1}. \quad (6.52)$$

Из соотношения (6.51)

$$\bar{x} = \frac{x_k - \mu x_{k-1}}{1 - \mu}. \quad (6.53)$$

Подставляя (6.52) в (6.53), получим:

$$\bar{x} = \frac{\rho}{1 - \mu} h(x_{k-1}) + \left(1 - \frac{\rho}{1 - \mu}\right)x_{k-1}. \quad (6.54)$$

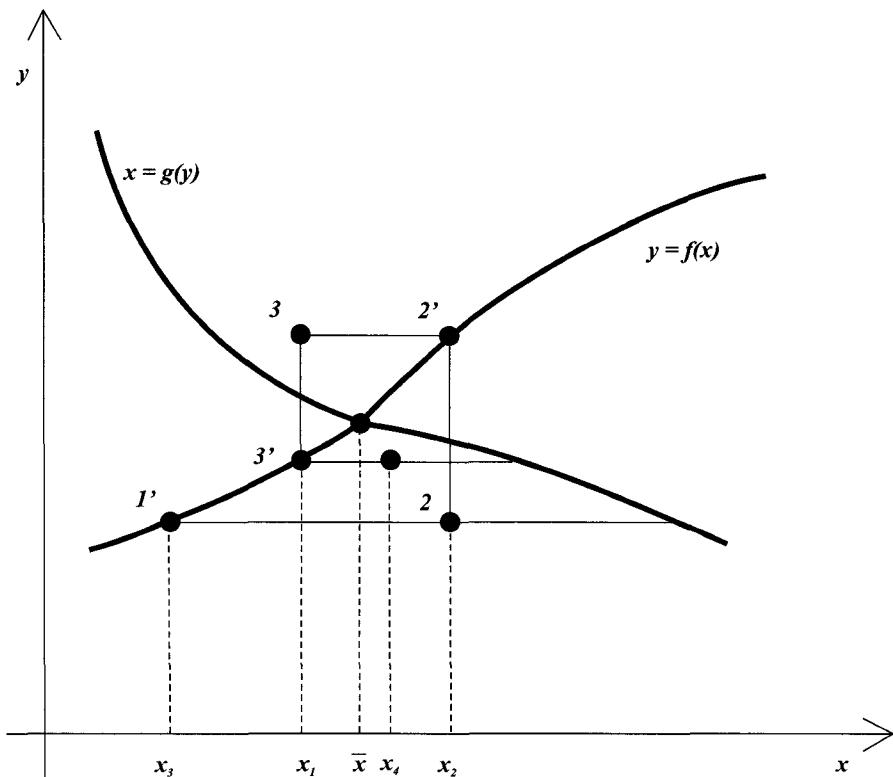


Рис. 6.5. Сходимость итерационного метода при $\rho = 1/3$

Таким образом, если проделать k -ю итерацию с параметром $\rho/(1 - \mu)$ вместо ρ , то $x_k \approx \bar{x}$, т. е. происходит более сильное приближение к решению \bar{x} . Осталось вычислить μ . Его можно получить из соотношений:

$$(x_{k-1} - \bar{x}) = \mu(x_{k-2} - \bar{x}), \quad (6.55)$$

$$(x_{k-2} - \bar{x}) = \mu(x_{k-3} - \bar{x}).$$

Исключая \bar{x} из равенств (6.55), получим:

$$\mu = \frac{x_{k-1} - x_{k-2}}{x_{k-2} - x_{k-3}}. \quad (6.56)$$

Так как равенства (6.51), (6.55) приближенные, то и равенства (6.54), (6.56) приближенные. Поэтому x_k , вычисляемое по формуле:

$$x_k = \frac{\rho}{1-\mu} h(x_{k-1}) + \left(1 - \frac{\rho}{1-\mu}\right)x_{k-1}, \quad (6.57)$$

при μ из (6.56) будет равно \bar{x} лишь приближенно, и итерационный процесс следует продолжить с малым ρ . Так как в (6.56) входят x_{k-1} , x_{k-2} , x_{k-3} , то необходимо проделать 3 итерации с малым ρ по формуле (6.52), затем 1 итерацию с $\rho/(1 - \mu)$ по формуле (6.57) с μ из (6.56), затем опять 3 итерации с малым ρ и т. д. В результате скорость сходимости итерационного метода будет близка к максимальной.

Вернемся теперь к системе операторных уравнений (6.45), (6.46):

$$\{w_{ie}(s)\} = F[\{d^i_e\}],$$

$$\{d^i_e\} = H[w_{ie}(s)].$$

Решение этой системы проводится итерационным методом:

$$\begin{aligned} \{w_{ie}(s)\}_k &= F[\{d^i_e\}_k], \\ \{d^i_e\}_{k+1} &= \rho H[\{w_{ie}(s)\}_k] + (1 - \rho)\{d^i_e\}_k, \end{aligned} \quad (6.58)$$

аналогичным методу (6.50) для системы уравнений (6.47), (6.48).

На каждой четвертой итерации вместо ρ подставляется $\rho/(1 - \mu)$, где

$$\mu = \frac{\max_{0 \leq i \leq m} (|F_i^{k-1} - F_i^{k-2}| \cdot 2^i)}{\max_{0 \leq i \leq m} (|F_i^{k-2} - F_i^{k-3}| \cdot 2^i)}. \quad (6.59)$$

Здесь F_i^k — нагрузка на i -й ролик, рассчитанная на k -й итерации; $(m + 1)$ — количество роликов, для которого решается система (6.45), (6.46) (см. п. 6.1.4). Подстановка $\rho/(1 - \mu)$ вместо ρ аналогична подстановке (6.56), (6.57) вместо (6.52) для системы (6.47), (6.48).

Начальное приближение $\{d^i_e\}_1$ должно быть выбрано как можно ближе к истинному решению $\{d^i_e\}$, так как согласно п. 6.1.4 при плохом начальном приближении решить систему (6.45), (6.46) невозможно. Поэтому, следуя п. 6.1.4, будем выбирать начальное приближение следующим образом. Пусть задача (6.45), (6.46) для системы роликов с 0-го по m -й решена достаточно точно: $\{d^i_e\}_k \approx \{d^i_e\}$. Добавляем $(m + 1)$ -й ролик. Начальное приближение

$$\begin{aligned} \{d^i_e\}_1 &= \{d^i_e\} \quad \text{при } 1 \leq i \leq m - 1, \\ d_e^m : 0 \leq d_e^m &\leq d^m. \end{aligned} \quad (6.60)$$

То есть все d_e^i , кроме последнего (связанного с добавлением нового ролика), берутся из решения задачи для роликов с 0-го по m -й; новое d_e^m выбирается между 0 и d^m (см. п. 6.1.5). Согласно п. 6.1.5 величина d^m определяется известной геометрией МНЛЗ и раскладывается на упругую и реологическую составляющие:

$$d^m = d_e^m + d_p^m.$$

В качестве начального d_e^m в расчете нагрузок на ролики при прохождении переднего конца сляба принимается $d_e^m = d^m$, а для хорошего начального приближения в расчете нагрузок на ролики при установившемся движении сляба целесообразно принять $d_e^m = d^m/5$.

6.2. Результаты расчета нагрузок на ролики и влияние на них основных факторов непрерывной разливки

С использованием описанной в разделе 6.1 математической модели и компьютерной программы NAGRУZKI решается задача об определении нагрузок на ролики участка выпрямления МНЛЗ, возникающих от плавного разгиба слитка. Некоторые результаты расчетов и экспериментальные данные приведены в [1–3].

6.2.1. Нагрузки правки и изгибающий момент в стационарном режиме

В качестве базового варианта рассматривали нагружение роликового аппарата криволинейной МНЛЗ с базовым радиусом $R = 8000$ мм при разливке в слябы сечением $a = 250$ мм, $b = 1700$ мм со скоростью $v = 1$ м/мин при существующей податливости роликового аппарата на участке разгиба $k = 0,5$ мм/МН и шаге правки $s = 313$ мм.

На рис. 6.6 приведен характерный вид распределения нагрузок правки и изгибающего момента на ролики при литье с постоянной скоростью. Указана величина нагрузок (t) на роликах, где достигаются локальные максимумы или минимумы. Помечены номера соответствующих роликов.

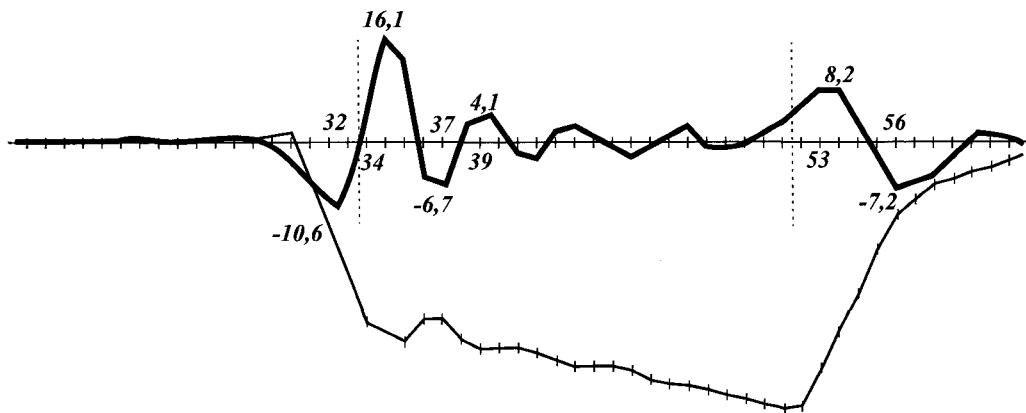


Рис. 6.6. Нагрузка на ролики в стационарном режиме. Базовый вариант.
Риски соответствуют роликам, — нагрузки, — значения изгибающего момента

При наличии вертикального участка и загиба на участке загиба изгибающий момент имеет положительный знак, на участке разгиба — отрицательный (рис. 6.7).

6.2.2. Нагрузки правки при прохождении переднего конца сляба

В качестве нагрузок на ролики при входе переднего конца сляба под $(m + 1)$ -й ролик принимали нагрузки, определяемые первой итерацией, вычисленной после перехода от системы роликов с 0-го по m -й к системе роли-

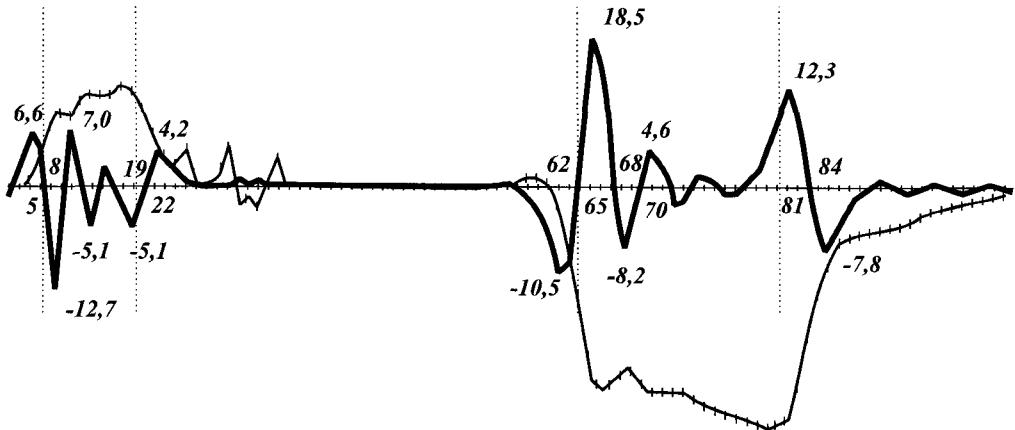


Рис. 6.7. Нагрузка на ролики в стационарном режиме.
МНЛЗ с участками загиба и разгиба

ков с 0-го по $(m + 1)$ -й (см. пп. 6.1.4, 6.1.6). При этом полагали $\{d_e^i\}_1 = \{d_e^i\}$ при $1 \leq i \leq m - 1$. Выбор $d_e^m = d^m$ аргументируется тем, что в начальный момент после входа под $(m + 1)$ -й ролик ползучесть слитка, вызванная появлением $(m + 1)$ -го ролика, не успевает проявиться, и потому в равенстве $d^m = d_e^m + d_p^m$ (см. п. 6.1.5) можно положить $d_p^m = 0$.

Результаты расчета для базового варианта приведены на рис. 6.8. При этом предполагали, что температура поверхности конца сляба равна 800°C на длине 0,5 м. Полученные результаты по нагрузкам при прохождении переднего конца сляба следует считать несколько заниженными, так как в модели не учтено наличие своеобразной формы невыправленного переднего конца сляба, имеющего вид «ложки» или конца лыжи. Видно, как по мере продвижения переднего конца стабилизируются нагрузки правки, приближаясь к нагрузкам для стационарного режима.

6.2.3. Зависимость нагрузок от жесткости роликового аппарата

Для параметров, соответствующих базовому варианту, варьировали величину податливости в диапазоне $k = 0,15 \div 1,5 \text{ мм/MН}$ и наблюдали за изменением максимальной нагрузки правки. На рис. 6.9 приведена зависимость нагрузок правки от величины податливости, из которой следует, что изменение податливости роликового аппарата существенно влияет на уровень нагрузок правки. Парадоксальный на первый взгляд факт, что менее чем миллиметровые смещения опор сляба приводят к уменьшению нагрузок F_i в 2–3 раза, объясняется следующим. Реакцией на выпрямление сляба в МНЛЗ за счет ползучести является возникновение изгибающего момента $M(x)$. Следовательно, для полного разгиба сляба от кривизны $1/R (\text{м}^{-1})$ до нулевой кривизны суммарный момент, приложенный к некоторому сечению сляба в процессе всего его продвижения в правящем аппарате МНЛЗ, должен представлять собой вполне определенную величину, не зависящую от того, податливы ролики

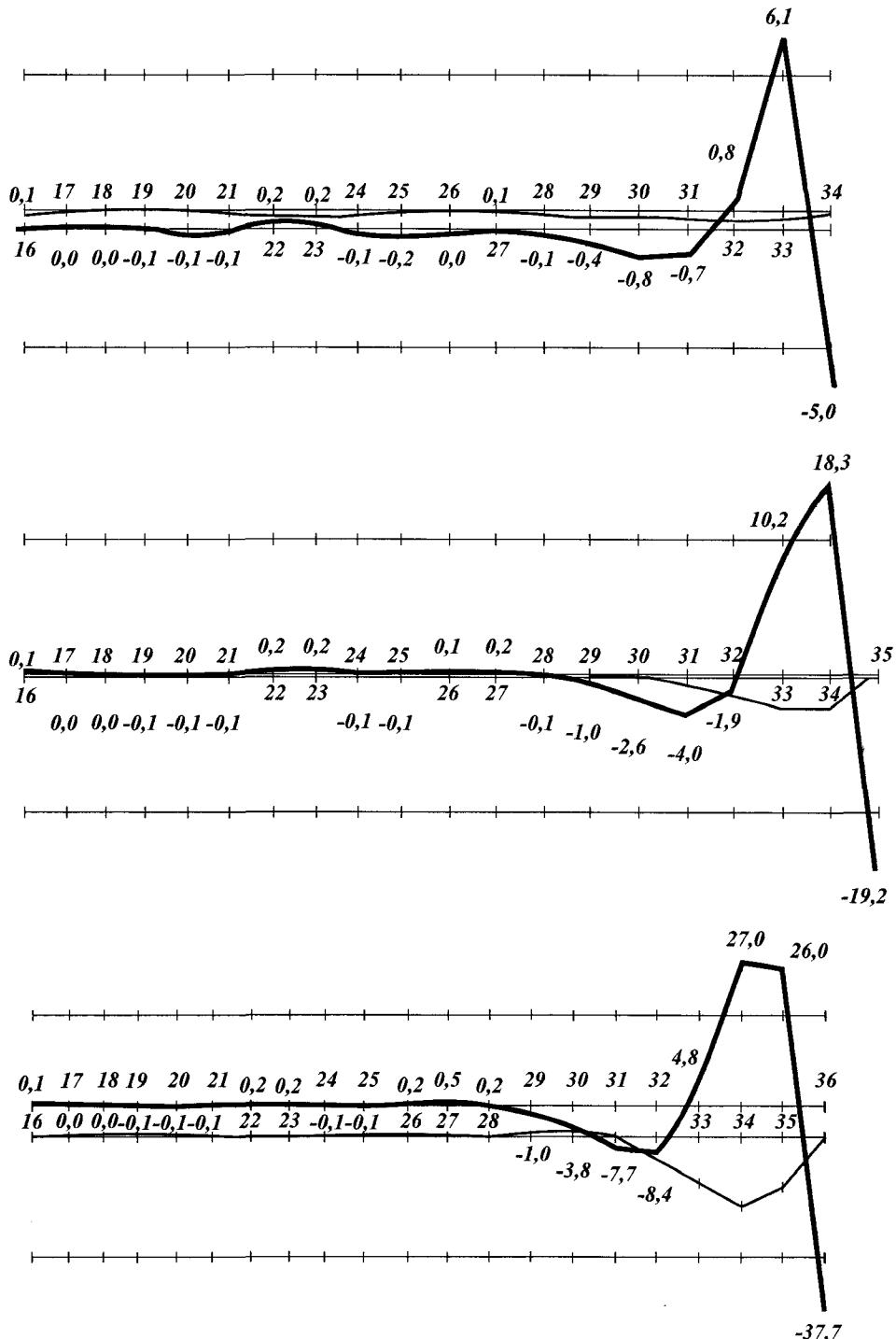


Рис. 6.8. Нагрузка на ролики при прохождении переднего конца сляба с учетом податливости роликов (см. также стр. 212—214)

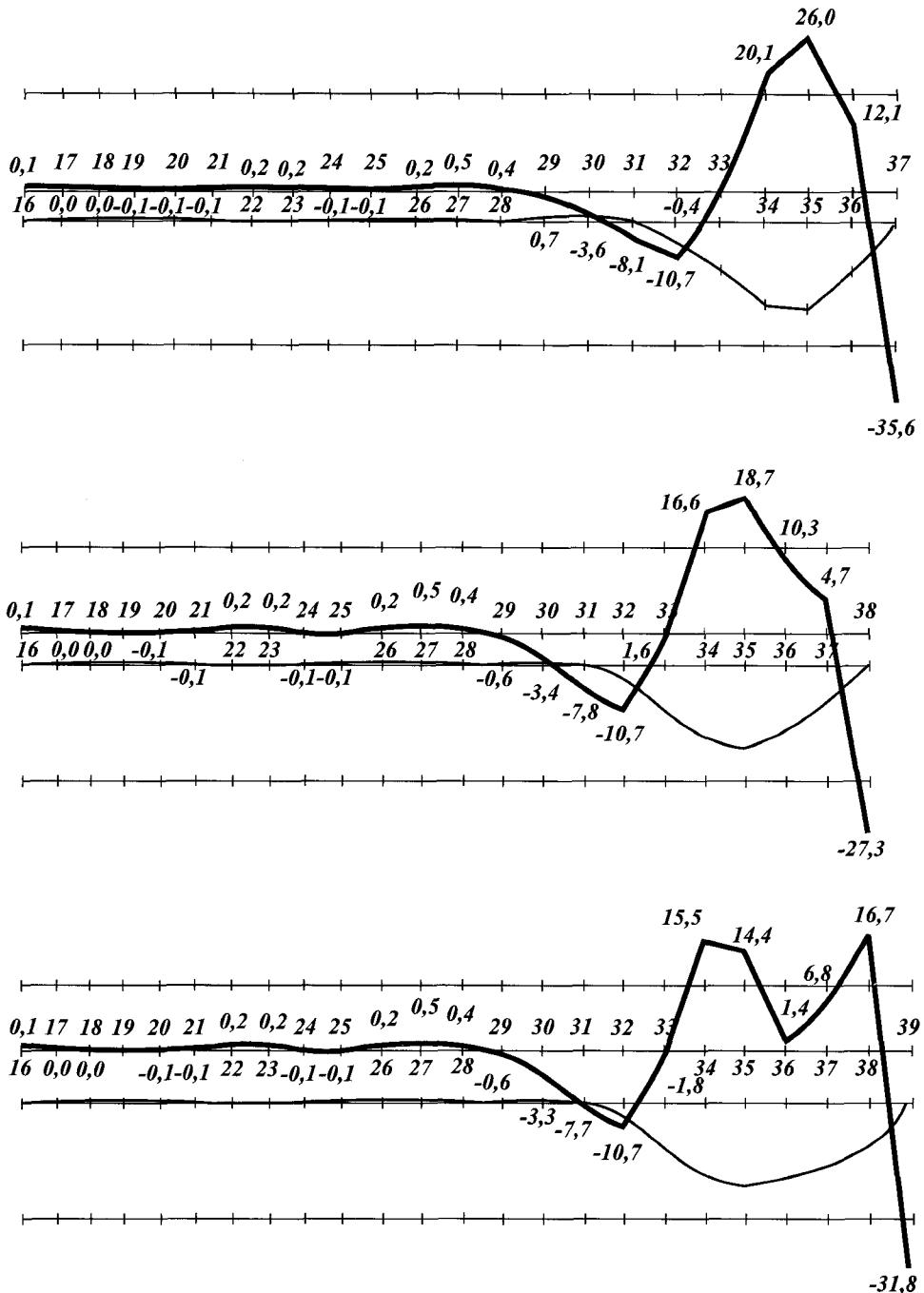


Рис. 6.8. Продолжение

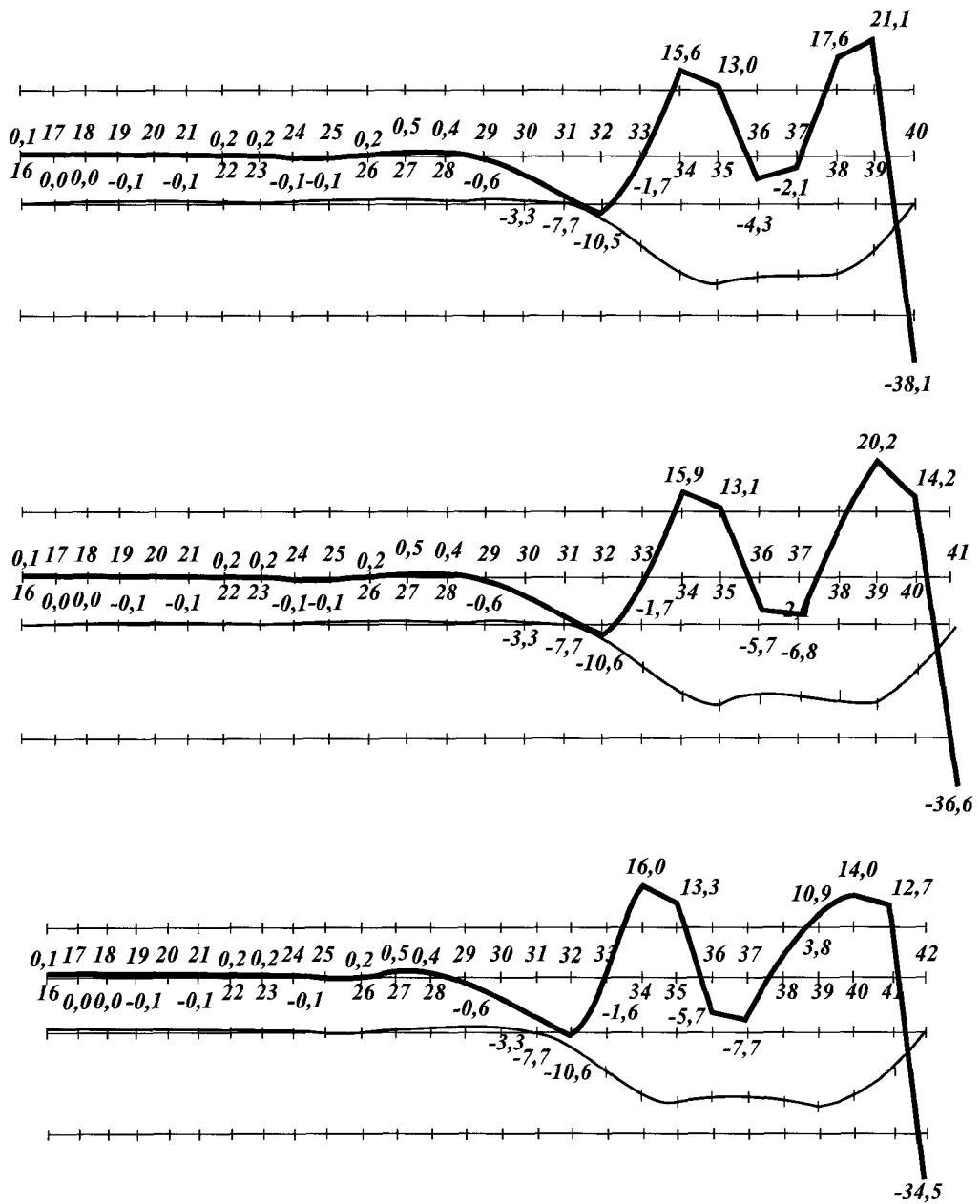


Рис. 6.8. Продолжение

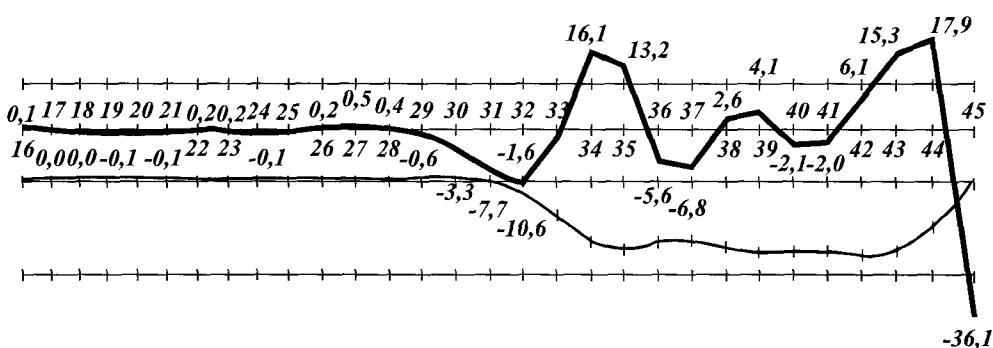
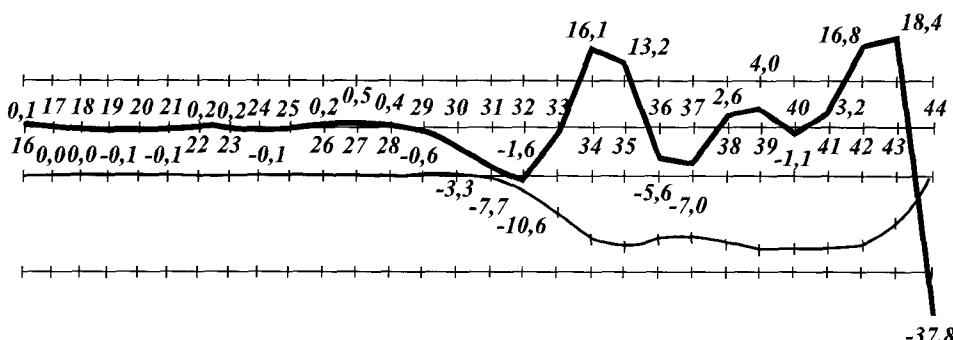
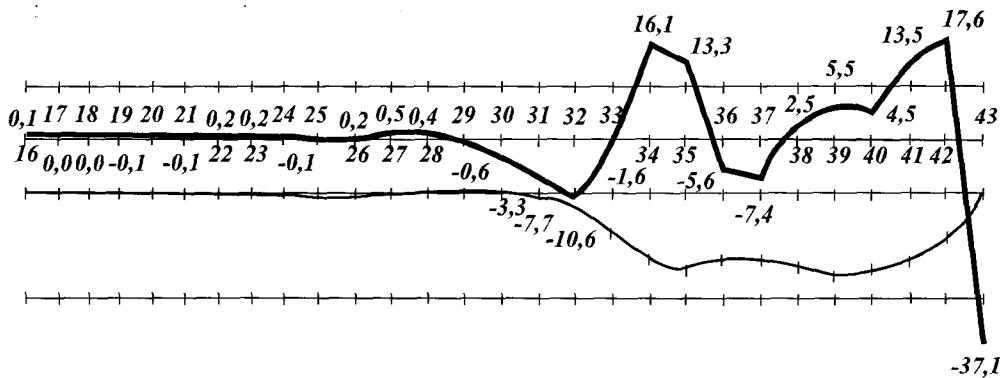


Рис. 6.8. Окончание

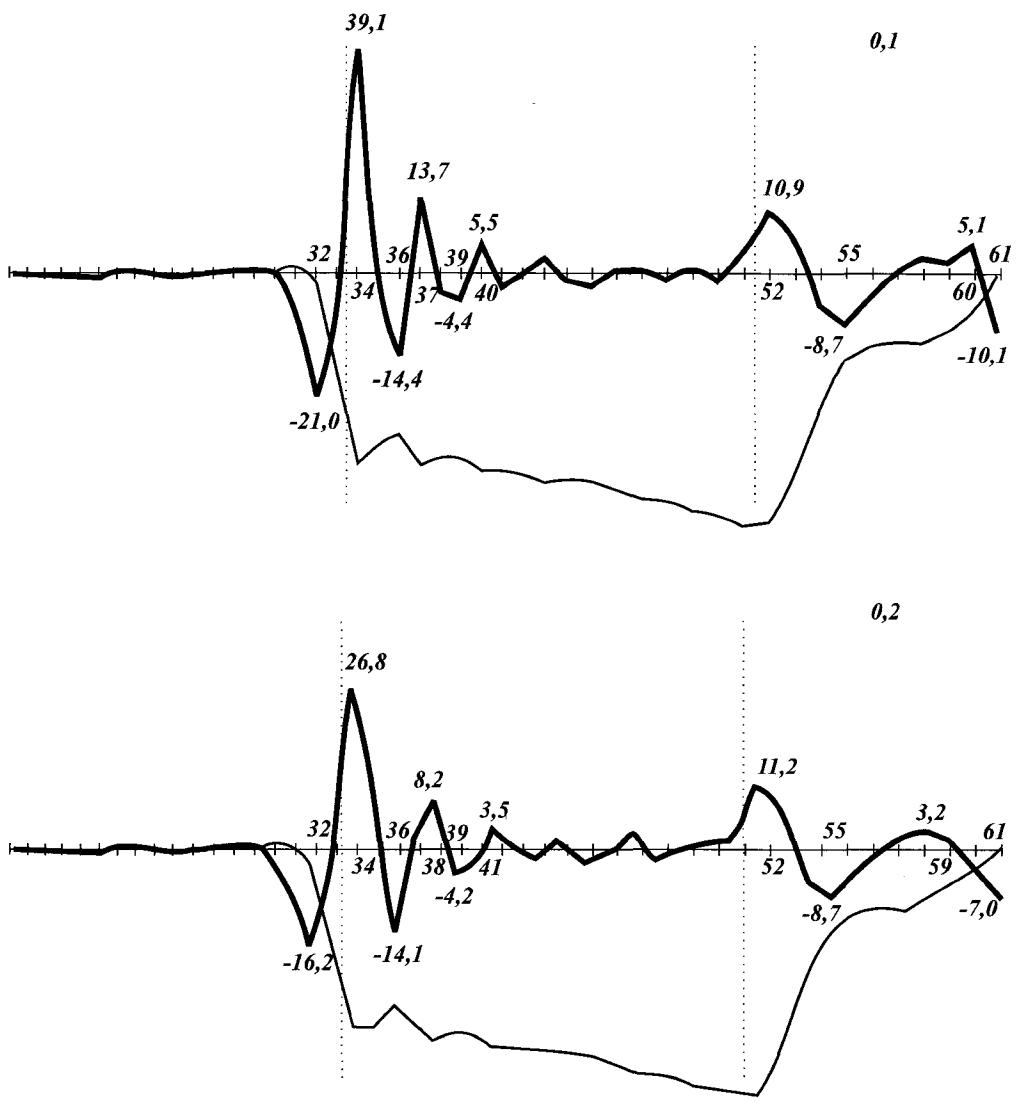
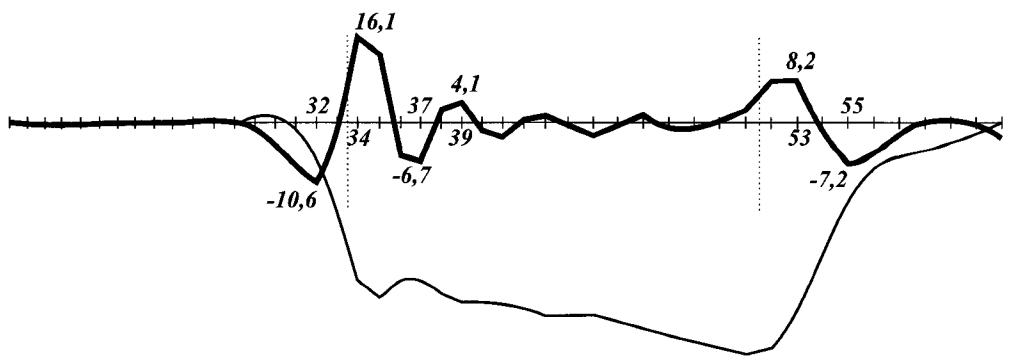
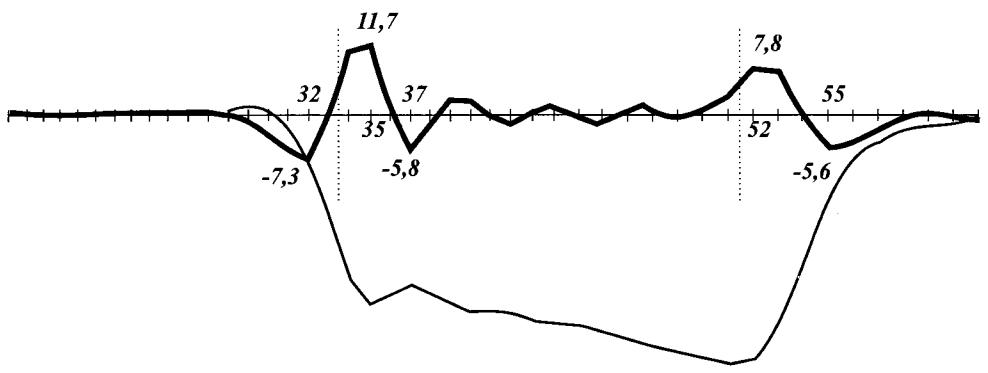


Рис. 6.9. Распределение нагрузок и изгибающего момента при различных значениях податливости роликов. Цифрами указаны значения податливости, мм/МН
(см. также стр. 216)

0,5



1,0



1,5

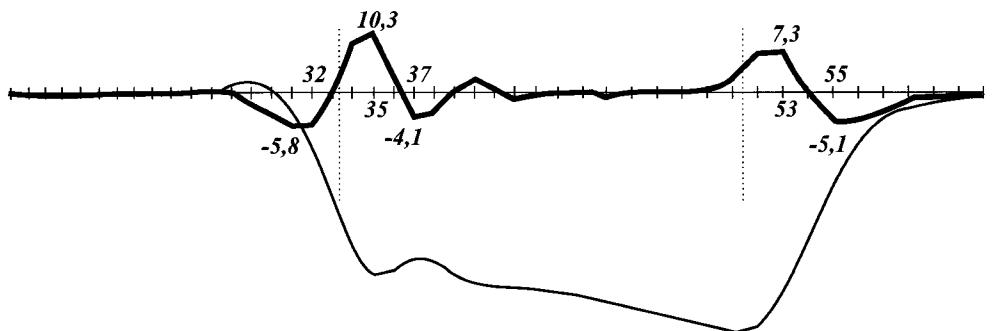


Рис. 6.9. Окончание

или нет. И действительно, из рис. 6.9 видно, что не только суммарный изгибающий момент, но и изгибающие моменты M_i на роликах почти не зависят от смещения роликов.

Нагрузки на ролики F_i равны скачкам первой производной изгибающего момента $M(x)$, взятым с обратным знаком:

$$F_i = -(M'(x_i + 0) + M'(x_i - 0)). \quad (6.61)$$

Этот факт следует из сопоставления формул (6.5) и (6.7), а из формул (6.5), (6.22), (6.23) следует, что момент между двумя соседними роликами на интервале $x_{i-1} \leq x \leq x_i$ изменяется линейно:

$$M(x) = \frac{x - x_{i-1}}{s_i} M_i + \left(1 - \frac{x - x_{i-1}}{s_i}\right) M_{i-1}, \quad x_{i-1} \leq x \leq x_i. \quad (6.62)$$

Здесь M_i — изгибающий момент в точке x_i , где расположен i -й ролик; $s_i = x_i - x_{i-1}$ — шаг между роликами.

Взяв производную по x в (6.62), получим

$$\begin{aligned} M'(x_i + 0) &= \frac{M_{i+1} - M_i}{s_{i+1}}, \\ M'(x_i - 0) &= \frac{M_i - M_{i-1}}{s_i}. \end{aligned} \quad (6.63)$$

Подставляя (6.63) в (6.61), получим

$$F_i = -\left(\frac{\frac{M_{i+1} - M_i}{s_{i+1}} - \frac{M_i - M_{i-1}}{s_i}}{s_i}\right). \quad (6.64)$$

При постоянном шаге $s_i = s$ соотношение (6.64) переходит в известную в теории сопротивления материалов формулу трех моментов:

$$F_i = -\frac{M_{i+1} - 2M_i + M_{i-1}}{s}.$$

При расчете нагрузок в формулах (6.62)–(6.64) используются значения шагов по технологической оси, т. е. в средних точках между центрами верхних и нижних роликов.

Из этих рассуждений следует, что, не изменяя средний уровень моментов, можно очень сильно менять нагрузки F_i . На рис. 6.8 видно, что нагрузки существенно различны при практически неизменном моменте. При малой податливости на графике изгибающего момента наблюдаются более явные локальные изломы.

Действительно, функции $M(x)$ с похожими графиками (рис. 6.8) могут обладать совершенно различными графиками производных, и тем более скачков производных. Физически явление сглаживания изгибающего момента и снижения нагрузок интерпретируется как расширение своеобразной «подушки» из роликов при росте податливости правящего аппарата, обеспечивающее распределение знакопостоянной нагрузки на большее количество роликов. В таблице 6.1 приведены значения нагрузок и моментов при податливости роликов $k = 0,1$ и $k = 0,5$.

Видно, что нагрузки существенно различны, при практически неизменном моменте.

Таблица 6.1

Расчетные значения изгибающих моментов и усилий правки сляба 250 × 1700 мм при различных значениях податливости. С 34-го по 51-й ролик — участок правки

№ рол.	Податливость роликов 0,5 мм/МН		Податливость роликов 0,1 мм/МН	
	Изгибающий момент, т · м	Усилие правки, т	Изгибающий момент, т · м	Усилие правки, т
27	0,062	0,489	-0,043	0,154
28	0,249	0,414	-0,083	0,368
29	0,561	-0,594	-0,011	0,950
30	0,702	-3,319	0,371	0,220
31	-0,198	-7,717	0,820	-6,712
32	-3,526	-10,553	-0,839	-21,038
33	-10,143	-1,600	-9,270	-5,968
34	-17,266	16,093	-19,306	39,080
35	-19,354	13,095	-17,307	-2,766
36	-17,335	-5,669	-16,172	-14,414
37	-17,095	-6,658	-19,562	13,665
38	-18,952	2,674	-18,658	-3,196
39	-19,965	4,125	-18,761	-4,413
40	-19,680	-1,295	-20,256	5,548
41	-19,803	-2,275	-20,002	-2,428
42	-20,645	0,854	-20,516	-0,700
43	-21,219	1,809	-21,252	2,864
44	-21,222	-0,113	-21,066	-1,195
45	-21,267	-2,042	-21,318	-1,885
46	-22,096	-0,385	-22,295	0,931
47	-23,077	1,560	-22,920	0,521
48	-23,460	-0,452	-23,345	-1,280
49	-24,018	-0,990	-24,264	1,205
50	-24,961	0,973	-24,721	-1,297
51	-25,529	2,675	-25,681	3,338
52	-25,058	8,159	-25,346	10,889
53	-21,407	8,172	-20,767	6,252
54	-14,566	-1,458	-13,745	-5,250
55	-8,294	-7,210	-8,772	-8,726
56	-4,834	-5,703	-7,201	-3,849
57	-3,598	-1,669	-7,131	-0,095
58	-3,013	0,769	-7,098	2,985
59	-2,128	0,637	-5,901	1,923
60	-0,995	-0,356	-3,954	5,146

6.2.4. Зависимость нагрузок от ширины сляба

Моделировали нагружение роликового аппарата для базового варианта, варьируя ширину слитка в диапазоне 1200–2700 м.

В соответствии с формулами (6.8), (6.32) имеется следующая зависимость скорости изменения кривизны сляба от изгибающего момента в точке технологической линии, соответствующей i -му ролику:

$$M_i = P_i \cdot \dot{\chi}_i^{0,2}, \quad (6.65)$$

где M_i — изгибающий момент, МН · м;

P_i — реологическая жесткость, МН · м^{1,2} · с^{0,2};

$\dot{\chi}_i$ — скорость изменения кривизны сляба, м⁻¹ · с⁻¹.

Реологическая жесткость P_i получается путем интегрирования продольных напряжений в коробчатом сечении сляба с учетом толщины корки и переменной по толщине температуры. Величина P_i растет с увеличением толщины корки и понижением температуры. Здесь и далее в разделе 6.2 упругая жесткость G_i и реологическая жесткость P_i — величины, обратные приведенным в п. 6.1.3 характеристикам сечения g_i , p_i .

На рис. 6.10. показано распределение нагрузок и моментов при различной ширине сляба. Приведены значения нагрузок (т) в точках локальных экстремумов и указаны номера соответствующих роликов. Приводятся также значения изгибающих моментов (т · м) в характерных точках вблизи начала и конца участка правки. Продемонстрировано возрастание уровня нагрузок и моментов с увеличением ширины заготовки.

В табл. 6.2 приведены значения G_i , P_i , а также нагрузок и изгибающих моментов в зависимости от ширины сляба. Максимальные значения нагрузок достигаются на первом ролику участка правки.

Таблица 6.2

Зависимость максимальных значений нагрузок правки и изгибающих моментов от ширины b сляба при толщине $a = 250$ мм

Ширина сляба b , мм	Упругая жесткость G , т · м ²	Реологическая жесткость P , т · м ^{1,2} · с ^{0,2}	Изгибающий момент M_{\max} , т · м	Усилие правки F_{\max} , т
1200	5211	66,1	13,9	13,9
1700	7280	91,4	19,4	16,1
2200	9339	117	24,8	17,9
2700	11405	142,8	30,2	19,5

Из анализа данных табл. 6.2 следует, что силовые характеристики почти пропорциональны реологической жесткости.

Изгибающий момент и реологическая жесткость практически пропорциональны. Усилие правки изменяется несколько слабее, чем жесткость сляба, что объясняется распределением знакопостоянных нагрузок для более жесткого сляба на более широкую роликовую «подушку».

6.2.5. Зависимость нагрузок от толщины сляба

Приведенные результаты расчетов показывают, что с ростом ширины наблюдается почти пропорциональный рост упругой жесткости G и реологической же-

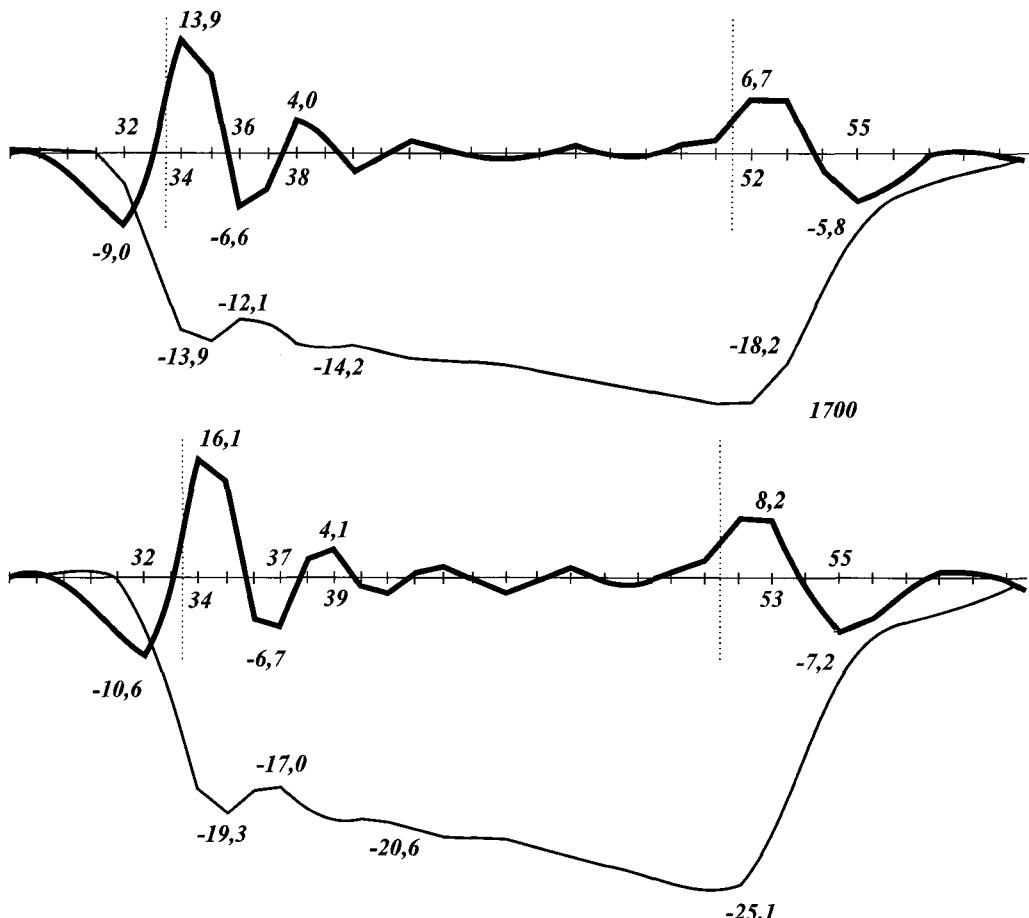


Рис. 6.10. Распределение нагрузок и моментов при различной ширине сляба
(цифры около кадров соответствуют ширине b , мм)
(см. также стр. 221)

сткости P . Небольшое отклонение от пропорциональности связано с вкладом в жесткость боковых граней сляба. Иным образом влияет изменение толщины.

То, что на практике сляб выходит из правящего аппарата МНЛЗ прямым, без остаточной кривизны, свидетельствует о малости упругой составляющей кривизны по сравнению с реологической составляющей. Таким образом, правка сляба происходит по механизму ползучести, путем накопления изменений кривизны с течением времени. Реологическая составляющая кривизны определяется величиной изгибающего момента, что и объясняет практически одинаковый уровень момента при различной податливости роликов.

Итак, реологическая жесткость сляба «отвечает» за уровень изгибающего момента, а упругая жесткость — за упругую отдачу, вызывающую локальное перераспределение изгибающих моментов. Таким образом, обе жесткости вносят свой вклад в распределение нагрузок и определяют их уровень.

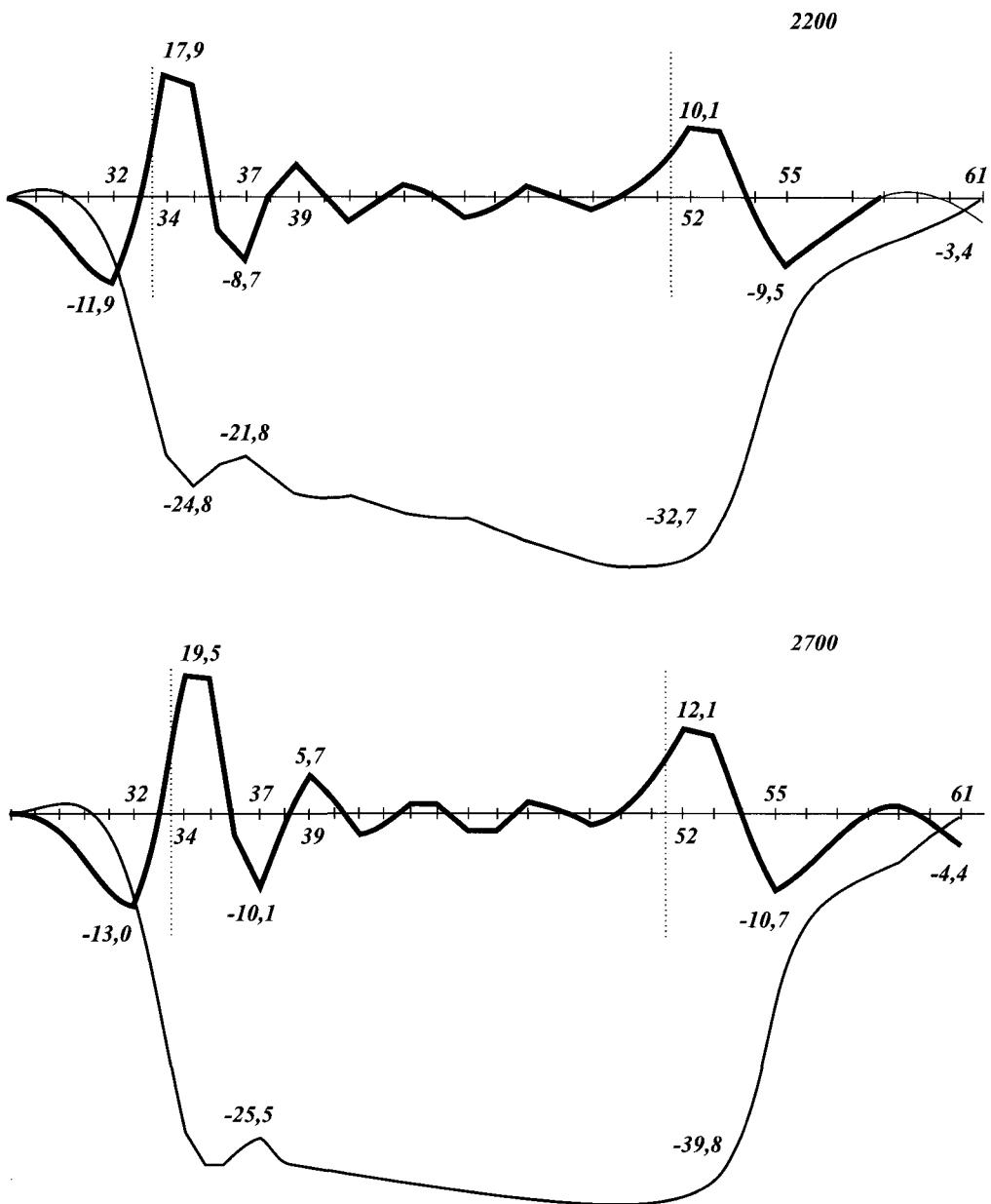


Рис. 6.10. Окончание

В п. 6.2.4 была продемонстрирована почти пропорциональная зависимость нагрузок и моментов от ширины сляба. Несколько иначе выглядит ситуация при анализе влияния толщины сляба. Зная, что момент инерции (аналог жесткости) для пластичной однородной балки пропорционален квадрату ее тол-

шины, а для упругой — кубу, можно было предположить, что жесткость сляба, изгибающий момент и нагрузки резко возрастают с увеличением толщины сляба, однако расчеты не подтверждают это (см. рис. 6.11, табл. 6.3). Во-первых, не наблюдается кубического роста упругой жесткости. Это объясняется

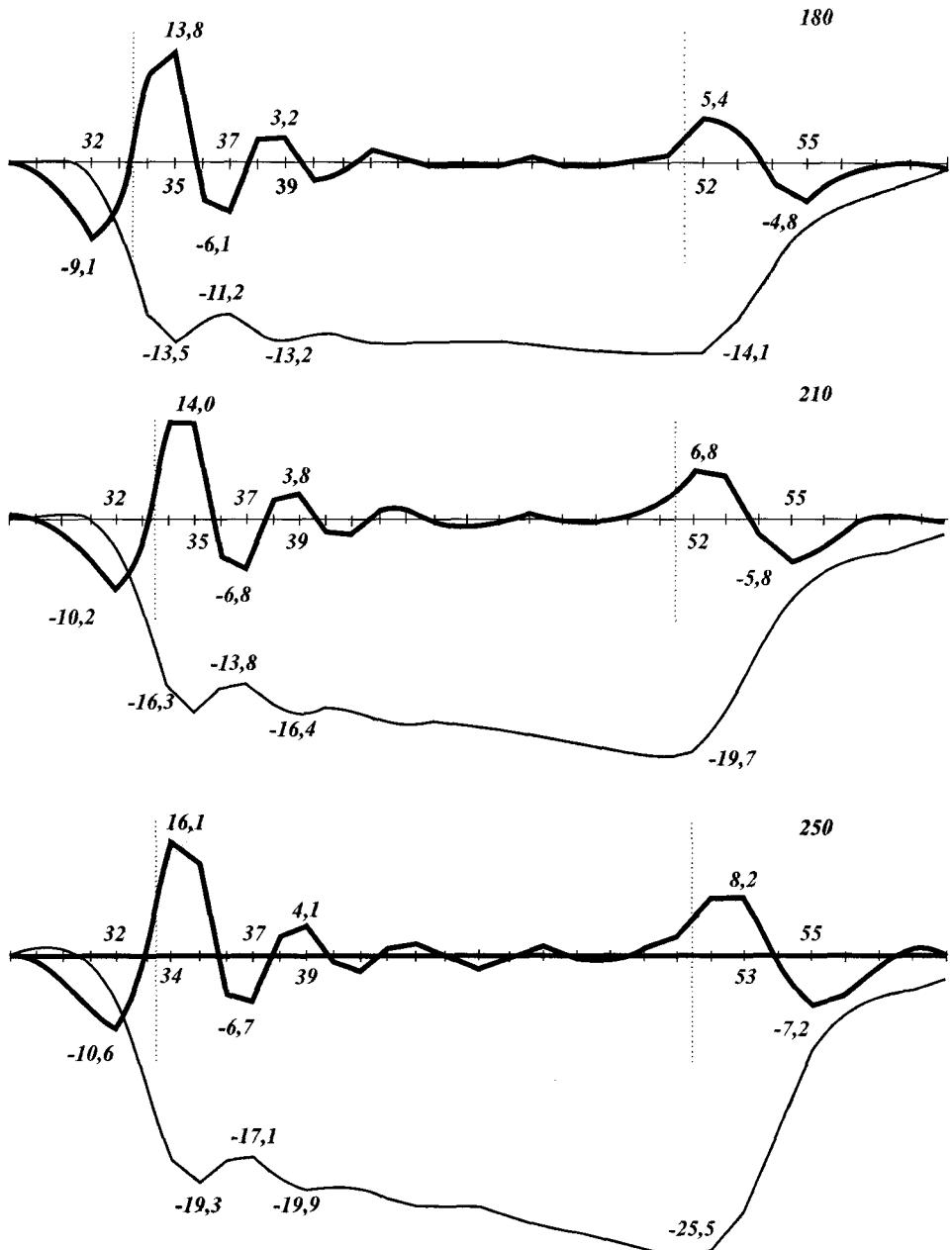


Рис. 6.11. Распределение нагрузок и моментов при различной толщине сляба
(цифры около кадров соответствуют толщине a , мм)
(см. также стр. 223)

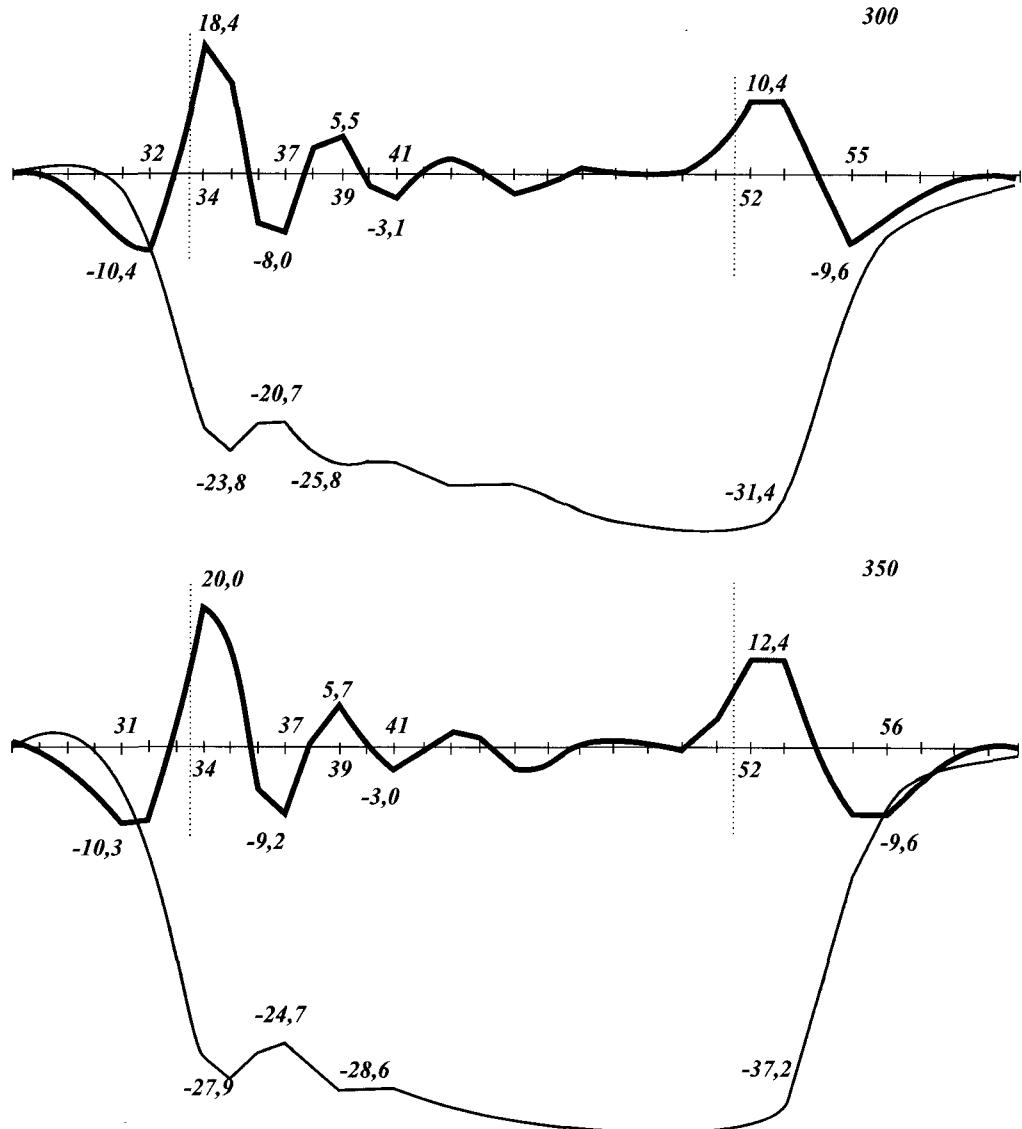


Рис. 6.11. Окончание

следующим. Мы рассматриваем картину в области пиковых нагрузок, т. е. на входе сляба в участок разгиба. Здесь корка еще достаточно тонка по сравнению с толщиной сляба. Кроме того, высокая температура внутренних слоев корки, близких к жидкой фазе приводит к тому, что сопротивление изгибу оказывают в основном поверхностные слои. Поэтому сечение сляба можно рассматривать как тонкостенное коробчатое. В этом случае упругая жесткость (момент инерции) пропорциональна квадрату толщины, что приближенно наблюдается в расчетах ($G(a)$ в табл. 6.3).

Таблица 6.3

Зависимость максимальных значений нагрузок правки и изгибающих моментов от толщины a сляба при ширине $b = 1700$ мм

Толщина сляба a , мм	Упругая жесткость G , $\text{т} \cdot \text{м}^2$	Реологическая жесткость P , $\text{т} \cdot \text{м}^{1,2} \cdot \text{с}^{0,2}$	Изгибающий момент M_{\max} , $\text{т} \cdot \text{м}$	Усилие правки F_{\max} , т
180	3493	63,2	14,3	13,7
210	4994	76,5	20	13,9
250	7280	91,4	25,5	16,1
300	10600	110,3	31,4	18,3
350	14469	133,9	37,2	20

Для реологической жесткости зависимость от толщины еще слабее. Анализируя формулу вычисления реологической жесткости, можно видеть, что P пропорционально $a^{2,2}$ для однородной балки, а для коробчатого сечения P пропорционально $a^{1,2}$, то есть почти линейно зависит от толщины сляба.

Таким образом, в некотором приближении можно утверждать, что G и P линейно зависят от ширины b сляба; G квадратично, а P линейно зависят от толщины a сляба.

Нагрузки на ролики слабо увеличиваются с ростом толщины сляба. Для объяснения этого эффекта следует рассмотреть систему уравнений (6.1.15")—(6.1.19"), используемых для расчета распределения изгибающего момента упругой балки и, следовательно, нагрузок на ролики. Можно видеть, что характеристики G_i входят в уравнения только в форме типа G_{i+1}/G_i отношений с жесткостью соседнего пролета или K_i/G_i (отношение с жесткостью ролика — величиной, обратной податливости k_i). Это значит, что одновременное пропорциональное увеличение всех K_i и G_i оставит нагрузки без изменения, а пропорциональное увеличение всех G_i без изменения K_i будет иметь такой же эффект, как и пропорциональное уменьшение K_i без изменения G_i . Другими словами, повышение упругой жесткости сляба и снижение жесткости роликового аппарата (повышение податливости) имеют одинаковые последствия — снижение усилий правки. Эффект этот, как указывалось в п. 6.2.3, состоит в перераспределении знакопостоянных нагрузок на более широкую «подушку», и, следовательно, их уменьшении.

Слабая зависимость нагрузок от толщины объясняется превалирующим ростом G_i по сравнению с P_i при увеличении толщины. На рис. 6.11 видно, что с ростом толщины сляба растет изгибающий момент правки (связано с ростом P), однако нагрузки растут слабее и перераспределяются на более широкие подушки (связано с ростом G).

Приведенные результаты подтверждаются экспериментальными данными, приведенными в [4]. На меткомбинате «Азовсталь» были измерены нагрузки на ролики при разливке слябов сечением 250×1650 мм и 300×1850 мм. Установлено, что нагрузки при разливке крупногабаритных слитков возросли на 11—25%. Расчетная максимальная нагрузка для сечения 250×1700 мм и 300×1700 мм равна, соответственно, 16,1 и 18,4 т, то есть для толстого сляба нагрузка на 14% больше. Учитывая, что в эксперименте толстый сляб был на

200 мм шире, а нагрузки почти пропорциональны ширине, можно предположить увеличение нагрузок еще на 10–11%.

6.2.6. Зависимость нагрузок от величины шагов роликов

Рассматривали базовый вариант, варьировали величину шага на участке разгиба в диапазоне 270–430 мм. Результаты расчетного исследования приведены в табл. 6.4.

Уменьшение шага роликов ведет к увеличению количества роликов правки и уменьшению величины нагрузки правки из-за более благоприятного перераспределения нагрузки.

Таблица 6.4

**Величины нагрузок правки и изгибающих моментов
в зависимости от величин шагов роликов на участке выпрямления**

Шаг, мм	Изгибающий момент, т·м	Максимальное усилие правки, т
270	27,2	17,9
310	27,6	18,9
350	27,6	21,3
390	27,6	25,6
430	28	28,3

Таблица 6.5

Величины изгибающих моментов и нагрузок правки при шаге правки 270 мм		Величины изгибающих моментов и нагрузок правки при шаге правки 430 мм	
Изгибающий момент, т·м	Усилие правки, т	Изгибающий момент, т·м	Усилие правки, т
0	0,1	-0,1	-0
0,1	0,2	-0,1	0
0,2	0,4	-0,1	0,1
0,3	0,4	-0,1	0,4
0,7	0,1	0,1	0,6
1	-0,8	0,6	-0,3
1,2	-3,1	1,0	-3,9
0,5	-6,4	-0,2	-10,4
-1,8	-9,9	-5,9	-14,2
-6,9	-10,3	-17,5	2,8
-14,7	-1,4	начало участка разгиба	
начало участка разгиба		-28	28,3
-2,2	14,4	-26,6	2,6
-27,2	17,9	-24	-14,1
-26,5	4,8	-27,6	3,7
-24,6	-7,4	-29,4	6,8
-24,6	-6,3	-28,4	-5,1
-26,3	0,9	-29,5	-1,6

Изгибающий момент практически не меняется, т. к. форма кривой и длина участка разгиба не зависят от расстановки и шага роликов.

В табл. 6.5 приведены величины изгибающих моментов и усилий правки на участках разгиба при величинах шагов 270 и 430 мм, из которой видно, что при меньших величинах шагов знакопостоянные усилия правки распределяются на большее количество роликов при меньшей величине усилия, приходящегося на один ролик.

6.2.7. Зависимость нагрузок от длины участка выпрямления

При заданной последовательности шагов и диаметров роликов номер пограничного ролика между дуговым участком и участком разгиба увеличивался от базового варианта $n_{dr} = 29$ до предельного варианта $n_{dr} = 39$, когда угловая длина дугового участка приблизилась к 90° . Координаты роликов рассчитывались с использованием программы OPTIMROL. По мере увеличения n_{dr} расчетный участок правки автоматически укорачивался. На рис. 6.12 показано, что пиковые нагрузки, возникающие на входе в участок правки, возрастают от 18,2 т для базового варианта до 50 т для предельно короткого участка. Уровень изгибающего момента, как и неравномерность его распределения, заметно возрастают лишь начиная с $n_{dr} = 35$. Это позволяет сделать вывод о возможности определенного укорочения участка правки, не приводящего к проблемам с точки зрения усилий правки.

Вертикальные пунктирные линии на кадрах отделяют дуговой и горизонтальный участок от участка разгиба. Отметим, что с увеличением n_{dr} уменьшается номер n_{rg} первого ролика горизонтального участка. Этот эффект обусловлен методом построения криволинейного участка разгиба, который подробно разбирается в главе 5.

6.2.8. Зависимость нагрузок от скорости литья

Рассматривали базовый вариант, варьировали скорость литья в диапазоне 0,6—1,5 м/мин, наблюдали за изменением упругой и реологической жесткости, изгибающего момента и усилий правки. Результаты расчетного анализа приведены в табл. 6.6. Несмотря на уменьшение реологической жесткости, связанной с уменьшением толщины корки слитка при увеличении скорости литья, значения изгибающих моментов несколько возрастают, что обусловлено ростом скорости деформирования при более высоких скоростях литья. Максимальные усилия правки остаются практически неизменными.

Действительно, в соответствии с формулой (6.65) изгибающий момент уменьшается при уменьшении реологической жесткости P_i , но растет с увеличением скорости изменения кривизны. Расчеты показывают, что эти факторы взаимно компенсируются. Это и объясняет практическую неизменность нагрузок правки и изгибающих моментов при изменении скорости литья.

В табл. 6.6 приведены упругая и реологическая жесткости, максимальный изгибающий момент и нагрузка правки в начале участка разгиба. Для скоростей $v = 0,6, 1, 1,5$ м/мин просчитывались жесткостные характеристики сляба G_i, P_i , которые существенно зависят от толщины корки, а следовательно, от скорости. Затем для каждого из трех вариантов жесткостей вычислялось распределение нагрузок при трех скоростях вытягивания. Видно, что изгибающий момент возрастает с увеличением скорости при фиксированной жесткости, что соответствует формуле (6.65).

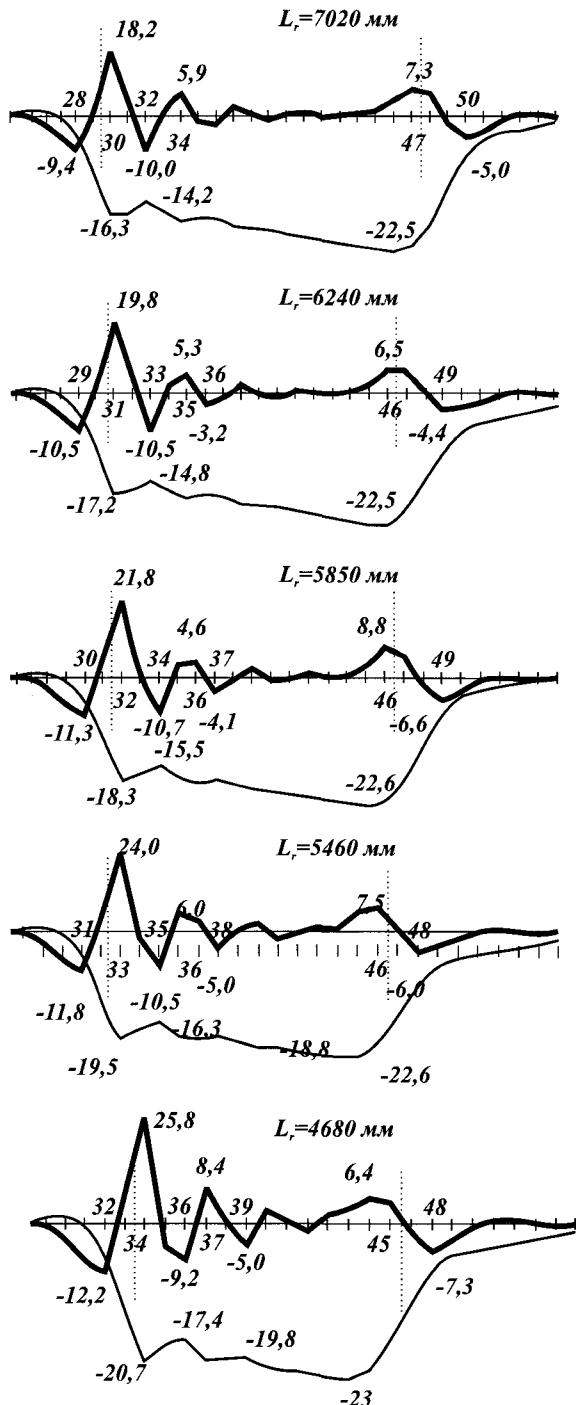


Рис. 6.12. Зависимость изгибающих моментов и нагрузок на ролики от длины участка разгиба:
 — нагрузки, — изгибающий момент (см. также стр. 228)

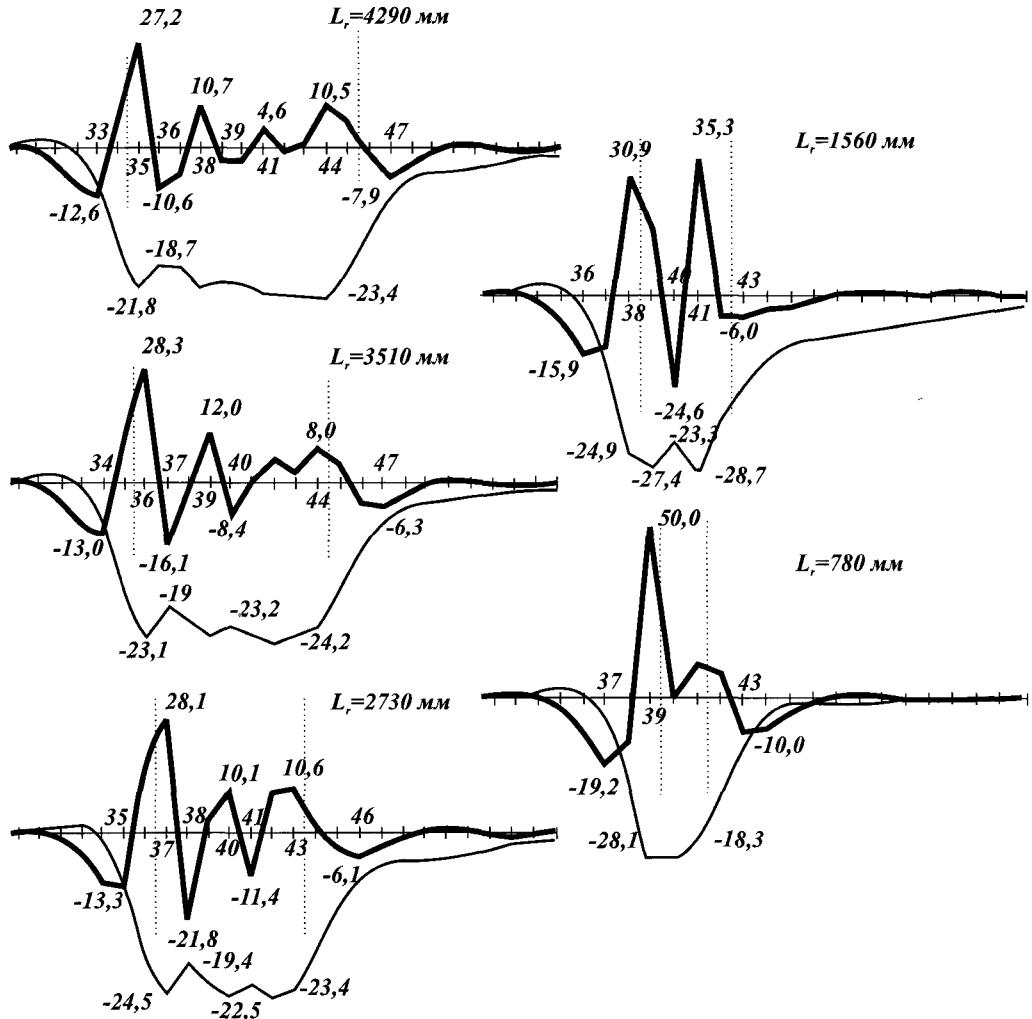


Рис. 6.12. Окончание

Таблица 6.6

Скорость слитка	Свойства от $v = 0,6 \text{ м/мин}$	Свойства от $v = 1,0 \text{ м/мин}$	Свойства от $v = 1,5 \text{ м/мин}$
$v = 0,6 \text{ м/мин}$	$G_{34} = 7454; P_{34} = 94,3; M_{34} = 16,3; M_{35} = 17,8; F_{34} = 16,1; F_{35} = 11,2$	$G_{34} = 7280; P_{34} = 91,4; M_{34} = 15,9; M_{35} = 17,3; F_{34} = 15,8; F_{35} = 10,5$	$G_{34} = 6950; P_{34} = 87,6; M_{34} = 15,2; M_{35} = 16,4; F_{34} = 15,6; F_{35} = 10,3$
$v = 1,0 \text{ м/мин}$	$G_{34} = 7454; P_{34} = 94,3; M_{34} = 17,7; M_{35} = 19,8; F_{34} = 16,4; F_{35} = 13,8$	$G_{34} = 7280; P_{34} = 91,4; M_{34} = 17,2; M_{35} = 19,3; F_{34} = 16,1; F_{35} = 13$	$G_{34} = 6950; P_{34} = 87,6; M_{34} = 16,5; M_{35} = 18,4; F_{34} = 15,9; F_{35} = 12,9$
$v = 1,5 \text{ м/мин}$	$G_{34} = 7454; P_{34} = 94,3; M_{34} = 18,8; M_{35} = 21,6; F_{34} = 16,5; F_{35} = 16$	$G_{34} = 7280; P_{34} = 91,4; M_{34} = 18,3; M_{35} = 21,1; F_{34} = 16,1; F_{35} = 15,2$	$G_{34} = 6950; P_{34} = 87,6; M_{34} = 17,6; M_{35} = 20,1; F_{34} = 16; F_{35} = 15$

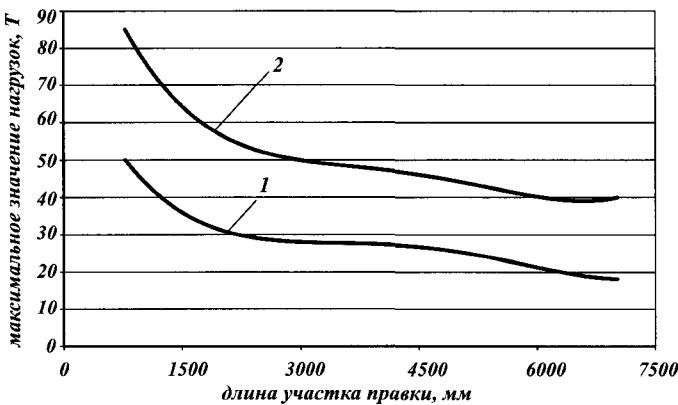


Рис. 6.13. Зависимость максимальных нагрузок правки от длины участка правки:
1 — в стационарном режиме, 2 — при выдаче переднего конца (слиток 250 × 1700 мм, $R = 8$ м)

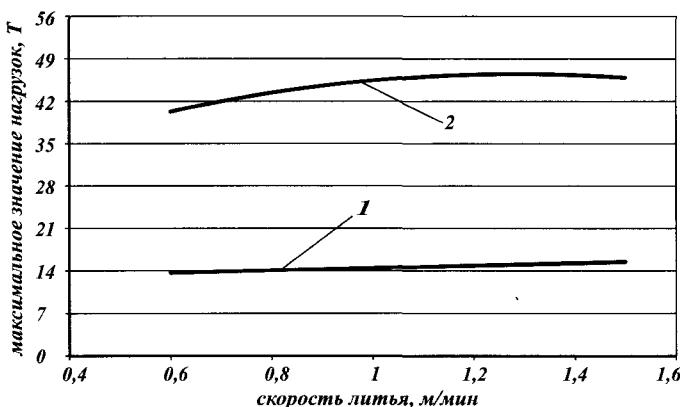


Рис. 6.14. Зависимость максимальных нагрузок правки от скорости литья
в базовом варианте (слиток 250 × 1700 мм, $R = 8$ м, длина участка правки ≈ 6 м): 1 — средняя
нагрузка между 34-м и 35-м роликом в стационарном режиме, 2 — максимальная нагрузка при
выдаче переднего конца

В то же время рост пиковых нагрузок с увеличением скорости выражен слабее. Пиковая нагрузка F_{34} практически неизменна во всех 9-ти вариантах табл. 6.6, однако можно утверждать что общий уровень нагружения роликового аппарата несколько возрастает с повышением скорости. В частности, это видно из рис. 6.14, на котором кривая 1 соответствует величине $(F_{34} + F_{35})/2$.

С ростом скорости увеличивается и максимальная нагрузка при прохождении переднего конца сляба (кривая 2).

Резюме

Податливость роликового аппарата оказывает существенное влияние на нагрузки правки. Увеличение податливости приводит к возникновению свое-

образной «подушки» из роликов, на которой распределены знакопостоянные нагрузки правки. Это снижает уровень нагрузок на ролики.

Изгибающие моменты при правке практически пропорциональны реологической жесткости коробчатых сечений слябов. При этом жесткость существенно зависит от толщины корки и температуры поверхности, переменных по длине технологической линии.

Увеличение ширины сляба приводит к почти пропорциональному росту нагрузок. При увеличении толщины сляба рост нагрузок выражен несколько слабее.

Разливка толстых слябов не приводит к ожидаемому резкому увеличению нагрузок, что подтверждается результатами сравнительных измерений нагрузок при разливке слябов толщиной 250–300 мм на меткомбинате «Азовсталь». Эта разница не превышает 10–25%, что объясняется перераспределением нагрузок при разливке более толстых слябов, образованием большей «подушки» из роликов, воспринимающих одностороннюю нагрузку. По-видимому, этим обстоятельством следует объяснить и некоторое снижение уровня нагрузок в конце участка правки, где корка толще и больше упругая жесткость.

Уменьшение шагов роликов на участке правки ведет к пропорциональному уменьшению нагрузок на ролики.

Изгибающий момент и усилия правки слабо увеличиваются при укорочении разгиба от 7 до 3 м и резко возрастают при дальнейшем сокращении участка и приближении к одноточечному разгибу.

Нагрузки правки практически не зависят от скорости разливки. Это происходит благодаря взаимной компенсации факторов увеличения скорости деформирования и уменьшения реологической жесткости.

ЛИТЕРАТУРА

1. Карлинский С. Е., Корзунин Л. Г., Коркин А. Я. Исследование процесса выпрямления непрерывнолитых слябов // Совершенствование конструкций, исследование и расчет машин непрерывного литья заготовок. М.: ВНИИМетмаш. 1987. С. 27–40.
2. Отчет НИИтяжмаш ПО «Уралмаш» по теме НИР «Исследование процесса правки заготовки на МНЛЗ с определением усилий, действующих на направляющие элементы зоны вторичного охлаждения», гос. рег. № 01850007704. Свердловск. 1986.
3. Корзунин Л. Г., Буланов Л. В. Зависимость усилий правки непрерывнолитой заготовки от конструктивных и технологических факторов // Сталь. 1999. № 9. С. 22–24.
4. Матюхин А. В., Николаев Г. А., Лепихов Л. С., Иванченко И. Ф., Додатко Т. Б. Исследование нагрузок на опорные узлы МНЛЗ при отливке крупногабаритных слитков сечением 300×1850 мм. // ЦИОНТ ПИК ВИНТИ № 32. С. 141–143.

7. СИСТЕМА УПРАВЛЕНИЯ КАЧЕСТВОМ ЗАГОТОВОК

Проблема качества непрерывнолитых заготовок является центральной в непрерывной разливке и ей подчинен весь процесс создания МНЛЗ. Современные требования к МНЛЗ включают разработку системы управления качеством, т. е. такой системы, которая позволяет наилучшим образом реализовать все конструктивные и технологические возможности, заложенные в МНЛЗ ее создателями. Она должна регистрировать и устанавливать взаимосвязь параметров, характеризующих качество (балльность трещин, вид дефектов, их количество и т. д.) с различными параметрами, характеризующими процесс непрерывного литья, такими как температура жидкого металла, химический состав, скорость литья, амплитудно-частотные характеристики механизма качания кристаллизатора, расходы охладителя по зонам вторичного охлаждения и на оборудование (кристаллизатор, ролики, роликовые опоры и др.) и многими другими. Установление такой причинно-следственной связи должно быть оперативным и позволять обслуживающему персоналу принимать правильные решения как в ходе процесса литья, так и в корректировании технологии. Эти решения могут касаться как управления уровнем металла в кристаллизаторе или корректировки границ участка мягкого обжатия, так и усовершенствования системы охлаждения заготовок или химического состава шлакообразующих смесей. Создание системы управления качеством осуществляется на базе математического моделирования технологического процесса, адаптированного к системе автоматического управления конкретной МНЛЗ.

Современное управление качеством заготовок требует:

- максимального учета всех значимых для качества факторов,
- конкретного моделирования технологических процессов непрерывного литья,
- обеспечения взаимодействия с обратными связями всех составляющих математического комплекса с фактическими параметрами, характеризующими процесс непрерывного литья, непрерывно регулируемыми во время разливки.

Для решения этой задачи фирма разработала систему управления качеством заготовок, состоящую из трех подсистем: динамической системы вторичного охлаждения (ДСВО), системы мягкого обжатия (СМО) и автоматизированной системы «прогнозирование качества слитка» (ПКС), объединенных

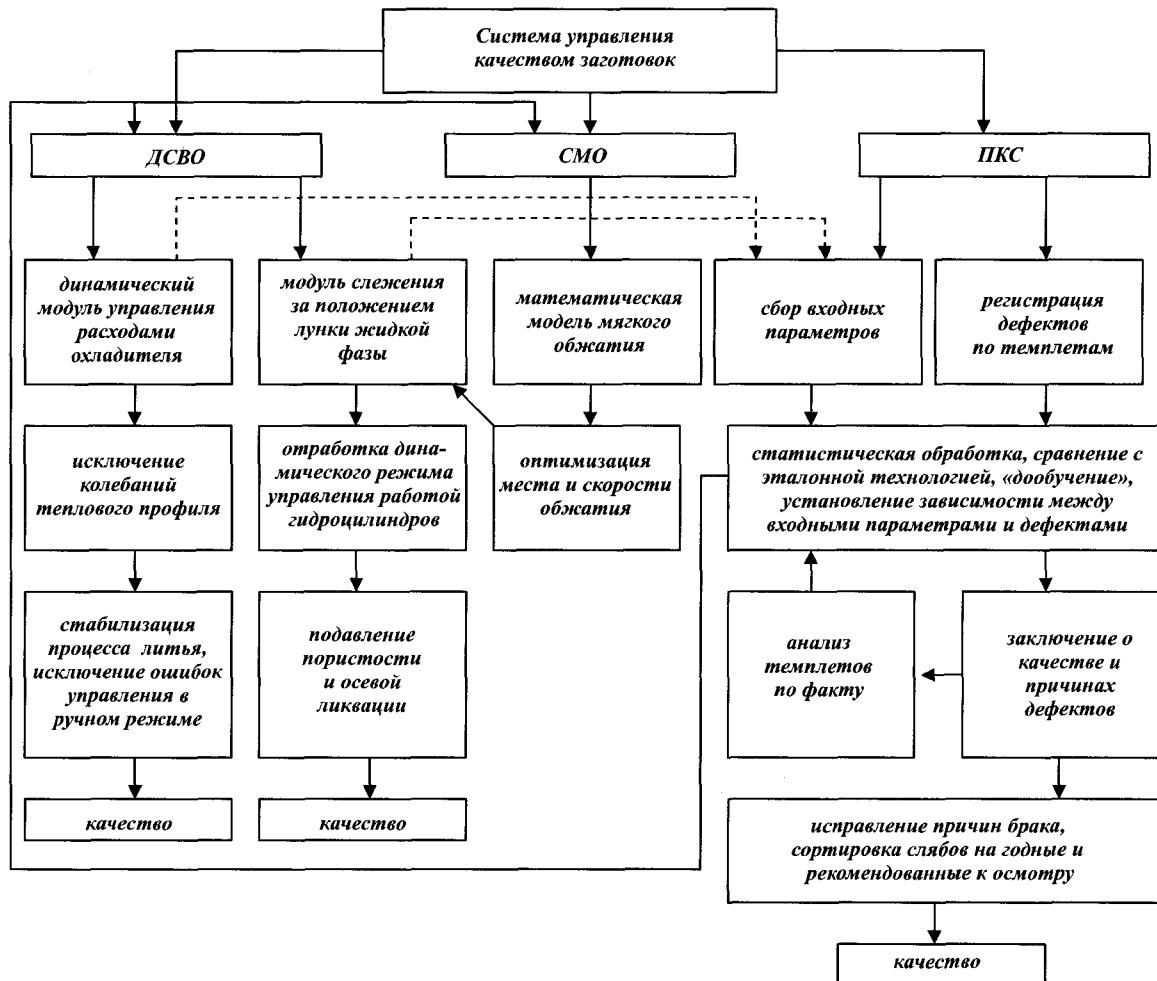


Рис. 7.1. Схема системы управления качеством заготовок

в единый автоматизированный программно-аппаратный комплекс с системой КИП и автоматики. Взаимодействие составных частей системы иллюстрируется схемой (рис. 7.1), из которой видна взаимосвязь различных модулей подсистем. Две из подсистем (ДСВО и СМО) отвечают за технологию, а третья (ПКС), основанная на «самообучающейся» программе статистического сбора и анализа входных и выходных данных, отвечает за контроль качества и выдает информацию для принятия решений по устранению причин брака.

7.1. Динамическая модель системы вторичного охлаждения слитка на МНЛЗ

В современных условиях развитие технологии непрерывной разливки стали идет в основном в направлении автоматизации процесса и повышения качества получаемого продукта. Одним из определяющих факторов, влияющих на качество непрерывного слитка, является рациональная организация его охлаждения. Самые прогрессивные из разработанных в последнее время систем управления вторичным охлаждением основаны на динамическом моделировании температурного поля непрерывнолитой заготовки.

В качестве примера рассмотрим наиболее интересные разработки фирм «ФАИ» (Австрия) и «Раутаруукки» (Финляндия). Обе фирмы имеют собственные модели динамической системы вторичного охлаждения (ДСВО), которые являются одним из модулей системы управления качеством конечного продукта и которые, как это следует из последних публикаций, постоянно совершенствуются.

ДСВО фирмы «Раутаруукки» основана на модели DYNCOOL [1], [2]. Модель DYNCOOL рассчитывает температурный профиль заготовки, толщину корки и расходы воды на вторичное охлаждение каждой зоны для минимизации разности между расчетным и заданным значениями температурного профиля. Решение уравнения теплопроводности и все остальные расчеты производятся в реальном времени. При моделировании в реальном времени большое значение имеют продолжительность и точность расчетов. Продолжительность расчетов по времени (время срабатывания системы) должна быть меньше временного шага опроса датчиков системой управления, который, в свою очередь, должен быть достаточно малым. Основную часть времени в расчетах занимает постоянное решение уравнения теплопроводности, поэтому необходимо использовать достаточно мощные ЭВМ или параллельные процессоры. Калибровка модели (уточнение эмпирических констант или функций, приводящих в соответствие реальный и расчетный процессы) осуществляется при наладке ДСВО на работающей МНЛЗ в установившемся режиме разливки при использовании оптического пирометра.

ДСВО фирмы «ФАИ», разработанная и оптимизированная в середине 1990-х годов, основана на модели DYNACS [3]. Модель отслеживает температурный профиль и управляет вторичным охлаждением. Высокая скорость работы модели позволяет применять стандартный персональный компьютер. Система DYNACS состоит из двух модулей: модуля управления температурой поверх-

ности и модуля ограничения выпучивания. Модуль управления температурой поверхности автоматически вычисляет требуемые расходы охлаждающей воды внутри каждой зоны охлаждения, чтобы получить заданное распределение температуры вдоль слитка. Для минимизации выпучивания расходы воды определяются модулем ограничения выпучивания для каждой зоны охлаждения, в соответствии с рассчитанной для данного места толщиной корки, ферростатическим давлением и расстоянием между роликами. Система DYNACS работает в составе системы контроля качества CAQC.

ДСВО фирмы «Уралмаш — МО» была разработана в 1990-х годах [4—9]. Модель EKSPRESS поддерживает температурный профиль заготовки вдоль технологического канала МНЛЗ, отслеживает толщину корочки и глубину лунки жидкой фазы в динамических режимах работы машины. В отличие от моделей DYNCOOL и DYNACS, был осуществлен иной подход к решению проблемы быстродействия при работе ДСВО в реальном времени. Определение температурного профиля слитка в реальном времени производится без решения дифференциального уравнения теплопроводности на каждом временном шаге срабатывания системы. На данную разработку получен патент Российской Федерации [8]. ДСВО прошла горячие испытания на МНЛЗ-2 НТМК и внедрена на МНЛЗ-3 ММК, являясь при этом одним из модулей системы управления качеством.

Структура алгоритма ДСВО EXPRESS:

- модуль динамического управления расходами охладителя;
- модуль слежения за толщиной корки и положением конца лунки жидкой фазы.

При проектировании и поставках МНЛЗ без системы мягкого обжатия алгоритм ДСВО содержит только один модуль динамического управления расходами охладителя. При поставках МНЛЗ с мягким обжатием алгоритм ДСВО содержит два модуля: модуль динамического управления расходами охладителя и модуль слежения за положением зоны мягкого обжатия.

Особенности модели EKSPRESS:

- отслеживает в реальном времени тепловой профиль, толщину корки заготовки и положение зоны мягкого обжатия;
- учитывает реальный скоростной режим разливки, включая переходные режимы, марочный состав стали, задаваемую интенсивность охлаждения (три режима), температуру перегрева жидкого металла в промковше, теплосъем в кристаллизаторе, разогрев МНЛЗ (фактор холодной машины в начале серии плавок);
- оптимально управляет расходами охладителя для обеспечения постоянства теплового профиля при изменении скоростного режима разливки;
- обеспечивает быстродействие реагирования на изменение скорости литья с частотой съема показаний, 1 с.

Модуль динамического управления расходами охладителя

Алгоритм управления вторичным охлаждением разработан на основе математической модели затвердевания непрерывного слитка и экспериментальных данных по определению коэффициентов теплоотдачи при охлаждении слитка водяными и водовоздушными форсунками, изложенных ранее.

Для управления вторичным охлаждением в динамическом (нестационарном) режиме разливки массив конвективных коэффициентов теплоотдачи обрабатывается в виде функции:

$$\bar{\alpha}_{j,m} = f(v, L_j), \quad (7.1)$$

где j соответствует номеру зоны, m — номеру режима охлаждения.

При переходных режимах используется зависимость [10]:

$$\alpha_j(\tau) = \alpha_{j,1} + (\alpha_{j,2} - \alpha_{j,1}) \left[1 - \left(\frac{\tau'' - \tau}{\tau_H} \right)^k \right]^{\frac{1}{k}} \text{ при } \tau' \leq \tau \leq \tau'', \quad (7.2)$$

где: $\alpha_{j,1}$, $\alpha_{j,2}$ — значения коэффициентов теплоотдачи в j -й зоне, соответствующие начальной и конечной скоростям переходного процесса;

$k = 1,5$ — при снижении скорости;

$k = 1,25$ — при повышении скорости;

τ' , τ'' — время начала и конца переходного процесса; $\tau_H = \tau'' - \tau'$.

Время переходного процесса определяется как:

$$\tau_H = \left(\frac{L_j}{v_2} \right)^n, \quad (7.3)$$

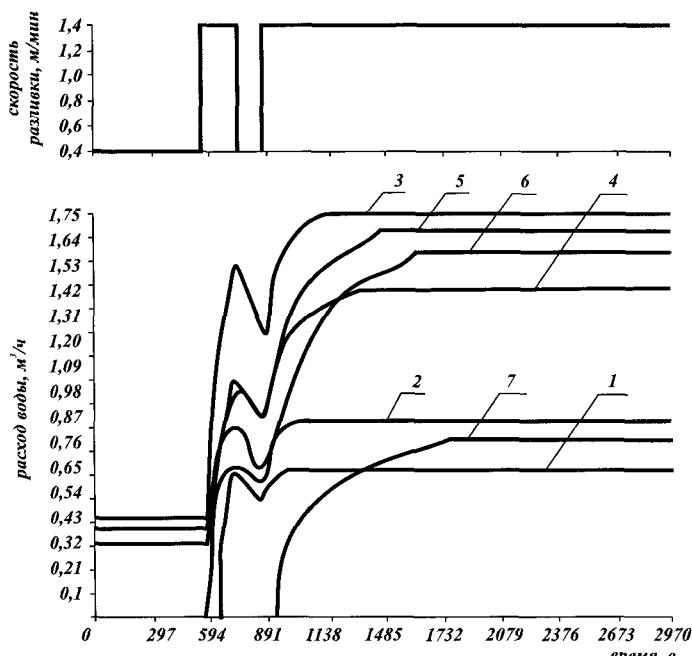


Рис. 7.2. Управление расходом воды по секциям ЗВО (1—7) с помощью ДСВО по графику изменения скорости

где: L_j — расстояние от мениска металла до середины j -й зоны охлаждения, м; v_2 — конечная скорость переходного процесса, м/мин; при увеличении скорости $n = 1$, при уменьшении скорости $n = 1 \dots 0,5$, в зависимости от заливаемой марки стали.

Основным фактором, влияющим на изменение расходов охладителя, является скорость вытягивания слитка. На рис. 7.2 показаны возможности ДСВО при управлении расходом воды в соответствии со скоростным режимом разливки.

Характер поведения кривых изменения расходов по зонам показывает, что алгоритм, рассчитывающий динамику расходов, абсолютно устойчив даже при больших мгновенных возмущениях по скорости:

$$M_{j,m} = F(v). \quad (7.4)$$

Алгоритм применим в пределах технологически используемых скоростей разливки (0–1,5 м/мин). На рис. 7.3 показана принципиальная схема управления вторичным охлаждением с помощью ДСВО.

Управление вторичным охлаждением осуществляется контроллерами 7, которые при работе ДСВО загружаются с компьютера 8 и управляют клапанами 9, регулирующими расход воды в секциях ЗВО (L_1 , L_2 , L_3 – расстояние от мениска металла в кристаллизаторе до середины секции). Сигнал об измерении скорости поступает на компьютер от измерителя 10, сигнал по расходу воды на кристаллизатор поступает от измерителя 12, при этом измеряется температура воды на входе в кристаллизатор и на выходе из него 13, что позволяет рассчитывать интегральный теплоотвод в реальном времени. Информация о перегреве жидкого металла поступает на компьютер от измерителя 14. Контроль температуры поверхности слитка осуществляется с помощью температурных датчиков 11. Он необходим для наладки и калибровки ДСВО, после наладки температурные датчики снимаются.

Влияние перегрева жидкого металла на работу ДСВО

Расчеты расходов охладителя на вторичное охлаждение (см. табл. 3.1–3.14) производятся для базового варианта, в котором перегрев жидкого металла над температурой солидуса составляет

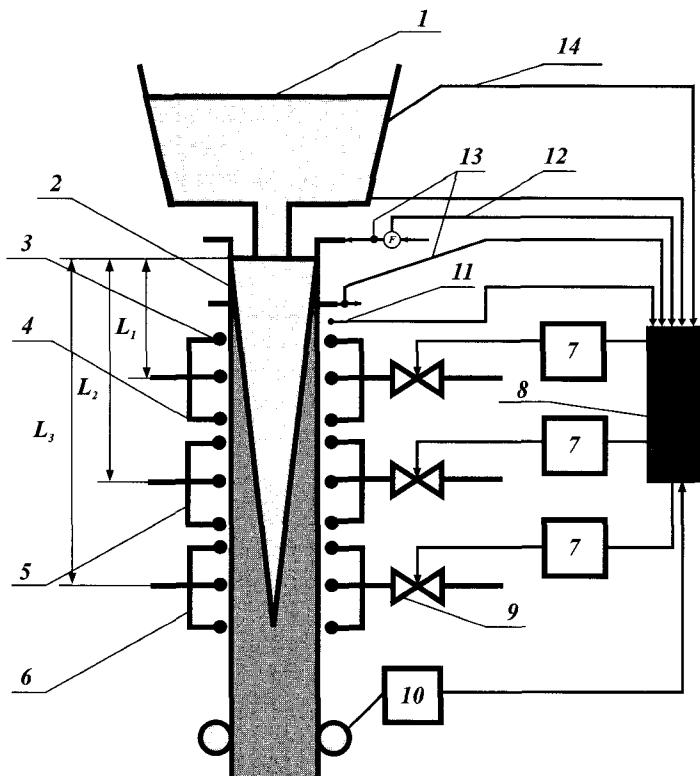


Рис. 7.3. Схема управления вторичным охлаждением с помощью ДСВО: 1 – промежуточный ковш; 2 – кристаллизатор; 3 – двухфазный слиток; 4, 5, 6 – зона вторичного охлаждения; 7 – контроллеры; 8 – компьютер; 9 – регулирующие клапаны; 10 – датчик измерения скорости слитка; 11 – пирометр; 12 – датчик измерения расхода воды на кристаллизатор; 13 – датчик температуры воды на входе и выходе из кристаллизатора; 14 – датчик температуры жидкого металла

ляет $\Delta T = 30^\circ\text{C}$, т. е., например, для среднеуглеродистых сталей температура жидкого металла составит $T = 1540^\circ\text{C}$. Исследование влияния перегрева жидкого металла производится с помощью математического моделирования затвердевания слитка. Следует отметить, что ДСВО будет учитывать перегрев металла не только в переходных режимах, но и при установившейся разливке. Получены расчетные данные для углеродистых, низколегированных и трансформаторных сталей, определяющие, как по зонам нужно изменить расходы воды в процентах, чтобы температура поверхности слитка по длине машины не отличалась от базового варианта, т. е. от разливки металла с температурой перегрева над «ликвидусом» 30°C . Контроль за работой ДСВО во время испытаний и наладки может осуществляться с помощью замера температуры поверхности оптическими пирометрами. В проекте МНЛЗ № 3 ММК хорошо зарекомендовал себя оптический пирометр спектрального излучения фирмы «Сименс» модификации SOLO I EG. Пирометр снабжен оптическим преобразователем, который устанавливается в непосредственной близости от места измерения, и по волоконно-оптическому кабелю сигнал передается к усилителю, располагаемому за пределами бункера МНЛЗ. В исследуемом интервале температуры перегрева жидкого металла максимальное увеличение расхода воды, которое достигает $\approx 50\%$, необходимо в 1-й и 2-й зонах. На основе полученных результатов по изменению расходов воды в зависимости от температуры перегрева жидкого металла и скорости разливки была выполнена обработка результатов методами регрессионного анализа. Методика расчета следующая:

расход воды с учетом перегрева составит:

$$M_{j,m}^* = (1 + K_1) \times M_{j,m}, \quad (7.5)$$

где K_1 — коэффициент, учитывающий изменение расхода в зависимости от перегрева.

Влияние теплоотвода в кристаллизаторе на работу ДСВО

Теплоотвод в кристаллизаторе влияет на температуру поверхности слитка и на толщину корочки при выходе из кристаллизатора и, следовательно, любые отклонения в теплоотводе должны компенсироваться вторичным охлаждением.

В базовом варианте плотность теплового потока от слитка в зоне кристаллизатора рассчитывается по зависимости (1.16).

Тепловая нагрузка на кристаллизатор определяется по формуле:

$$Q_k = P \int_0^h q(v, h) dh, \quad (7.6)$$

где P — периметр сечения кристаллизатора, м;

h — высота кристаллизатора, м.

Так как основной функцией ДСВО является поддержание заданной температуры поверхности вдоль технологической линии МНЛЗ, то расходы воды должны изменяться по зонам в зависимости от теплоотвода в кристаллизаторе. Изменение теплоотвода может быть обусловлено рядом причин, например:

- настройкой конусности;
- составом и качеством шлаковой смеси;

- толщиной медной стенки с учетом перестройки;
- изменением расхода воды на кристаллизатор;
- условиями прилегания корки к стенкам кристаллизатора и др.

Для ДСВО в принципе неважно, какой причиной вызвано изменение теплоотвода, среднеинтегральный теплоотвод от слитка в кристаллизаторе прямо пропорционален расходу воды на его охлаждение и разнице температур воды на входе и выходе:

$$Q_k = M_k \cdot \Delta T_w \cdot C_p^w, \quad (7.7)$$

где M_k — массовый расход воды на кристаллизатор, кг/с;

ΔT_w — нагрев воды в кристаллизаторе (перепад температуры на входе и выходе);

C_p^w — массовая теплоемкость воды.

В качестве измеряемых параметров в ДСВО должны поступать сигналы о величинах M_k и ΔT_w . На основе этих величин рассчитывается действительный теплоотвод в кристаллизаторе, который, в свою очередь, если пренебречь потерями в окружающую среду, равен теплоотводу от слитка.

Расход воды с учетом теплоотвода в кристаллизаторе составит:

$$M_{j,m}^{**} = (1 + K_2) \times M_{j,m}, \quad (7.8)$$

где K_2 — коэффициент, учитывающий изменение расхода в зависимости от изменения теплоотвода в кристаллизаторе.

Влияние разогрева МНЛЗ

Теплоотвод от слитка осуществляется с помощью контактного теплообмена слитка с роликами, излучения слитка на окружающее оборудование, конвективного теплообмена при охлаждении форсунками ЗВО. Эксперименты по замеру температуры поверхности слитка на МНЛЗ № 3 ММК показали, что оборудование и атмосфера в бункере разогревается до установившегося состояния \approx за 1 час. Разогрев осуществляется по закону, близкому к линейному, при этом за 15 мин оборудование нагревается на 70°C. По математической модели затвердевания слитка были произведены исследования влияния фактора «холодной машины» на расходы воды по зонам в зависимости от времени, скорости вытягивания слитка для углеродистых, низколегированных и трансформаторных сталей.

Расход воды с учетом фактора холодной машины:

$$M_{j,m}^{***} = (1 - K_3) \times M_{j,m}, \quad (7.9)$$

где K_3 — коэффициент, учитывающий изменение расхода во время разогрева машины.

С учетом всех факторов имеем:

$$M_{j,m}^{****} = (1 + K_1 + K_2 - K_3) \times M_{j,m}. \quad (7.10)$$

Модуль слежения за положением конца лунки жидкой фазы

Осевая или центральная ликвация является одним из наиболее распространенных дефектов, влияющих на качество непрерывнолитого слитка.

Под действием ферростатического давления в конце лунки жидкой фазы, обогащенный примесями жидкий металл затекает в образующуюся полость на оси сляба и кристаллизуется как центральная сегрегация. Для предотвращения этого явления применяется технология мягкого обжатия, принцип которого заключается в сдавливании острого конца лунки жидкой фазы (зумпфа), что исключает подсос обогащенного примесями междендритного расплава [10, 11]. Рекомендуется осуществлять мягкое обжатие в конце участка кристаллизации, где содержание жидкого металла в двухфазной зоне $(70-75)\div(25-30)\%$.

Поскольку в процессе непрерывного литья положение зумпфа изменяется ввиду колебаний скорости разливки, необходимо осуществлять слежение за местоположением конца лунки жидкой фазы и осуществлять мягкое обжатие в динамическом режиме. Специалистами фирмы «Уралмаш — МО» разработана математическая модель мягкого обжатия (СМО), включающая модель затвердевания слитка и алгоритм динамического слежения за местом сдавливания зумпфа.

Критерием расположения участка сдавливания зумпфа являются места прохождения следующих изотерм: начало участка мягкого обжатия — изотерма $T_{0,7}$, конец участка мягкого обжатия — изотерма $T_{0,3}$, где $T_{0,3}$ и $T_{0,7}$ — изотермы, соответствующие 30 и 70% жидкого металла в двухфазной зоне, соответственно.

В квазистационарном режиме для разливаемого марочного сортамента сталей во всем диапазоне скоростей разливки рассчитывается расположение от мениска начала и конца зоны мягкого обжатия в зависимости от скорости вытягивания слитка, перегрева жидкого металла и режима охлаждения в ЗВО. Полученные зависимости аппроксимируются полиномами с применением методов регрессионного анализа:

$$\bar{L}_{0,7} = f(v, \Delta T), \quad (7.11)$$

$$\bar{L}_{0,3} = f(v, \Delta T), \quad (7.12)$$

где v — скорость разливки, м/мин;

ΔT — перегрев жидкого металла над температурой ликвидуса, °С.

При переходных режимах используется зависимость:

$$L_i(\tau) = L_{i,1} + (L_{i,2} - L_{i,1}) \left[1 - \left(\frac{\tau'' - \tau}{\tau_n} \right)^k \right]^{\frac{1}{k}} \quad \text{при } \tau' \leq \tau \leq \tau'', \quad (7.13)$$

- где: $k = 1,5$ — при снижении скорости;
 $k = 1,25$ — при повышении скорости;
 τ', τ'' — время начала и конца переходного процесса,
 $\tau_n = \tau'' - \tau'$;
 $i = 0,7; i = 0,3$, — соответствуют началу и концу участка мягкого обжатия.

Время переходного процесса для начала и конца зоны обжатия определяется как:

$$\tau_n = \left(\frac{L_i}{v_2} \right)^n, \quad (7.14)$$

где: L_i — расстояние от мениска металла до начала и конца зоны обжатия;
 v_2 — конечная скорость переходного процесса;
 n — коэффициент для учета марочного состава стали.

Реализация системой автоматики этого алгоритма позволяет оптимизировать охлаждение непрерывнолитого слитка, осуществлять слежение за положением конца лунки жидкой фазы и, соответственно, управлять работой гидроцилиндров роликовых блоков в динамическом режиме с учетом изменения скоростного режима, колебаний температуры жидкого металла, изменения теплоотвода в кристаллизаторе, фактора разогрева МНЛЗ от начала серии плавок до установившегося состояния. В соответствии со скоростным режимом, перегревом жидкого металла, марочным составом положение границ и длина участка мягкого обжатия может существенно изменяться (рис. 7.4).

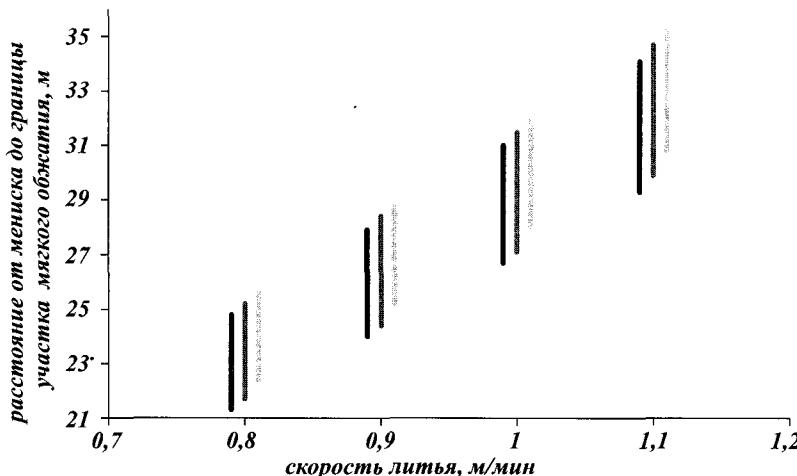


Рис. 7.4. Зависимость границ участков мягкого обжатия при литье низколегированных сталей при толщине слитка 300 мм от температуры перегрева жидкого металла:
— перегрев 20°C; — перегрев 40°C; — перегрев 60°C

По результатам расчетов для четырех групп марок сталей, обработанных методами регрессионного анализа, получены аппроксимационные формулы (полиномы), имеющие, например, для низколегированных сталей вид:

- изотерма 0,7 жидкой фазы:

$$L_{0,7} = 39,56 + 4,481 \cdot 10^{-4} v \Delta T^2 - 27,079 v^{-4} - 2,3139 \cdot 10^{-8} \Delta T^4 v^2 + \\ + 0,31581 v^5 + 3,8872 v^{-5} + 67,332 v^{-3} - 64,854 v^{-2}; \quad (7.15)$$

- изотерма 0,3 жидкой фазы:

$$L_{0,3} = -130,94 + 46,592 v + 4,5794 \cdot 10^{-4} \Delta T^2 v + 6,4645 v^{-5} - 52,745 v^{-4} + \\ + 172,26 v^{-3} - 1,8771 \cdot 10^{-6} \Delta T^3 v^2 - 290,62 v^{-2} + 270,07 v^{-1}. \quad (7.16)$$

На рис. 7.5 показано положение и длина зоны мягкого обжатия для различных марок сталей при перегреве $\Delta T = 20^\circ\text{C}$ для слитков толщиной 250 и 300 мм в зависимости от скорости разливки.

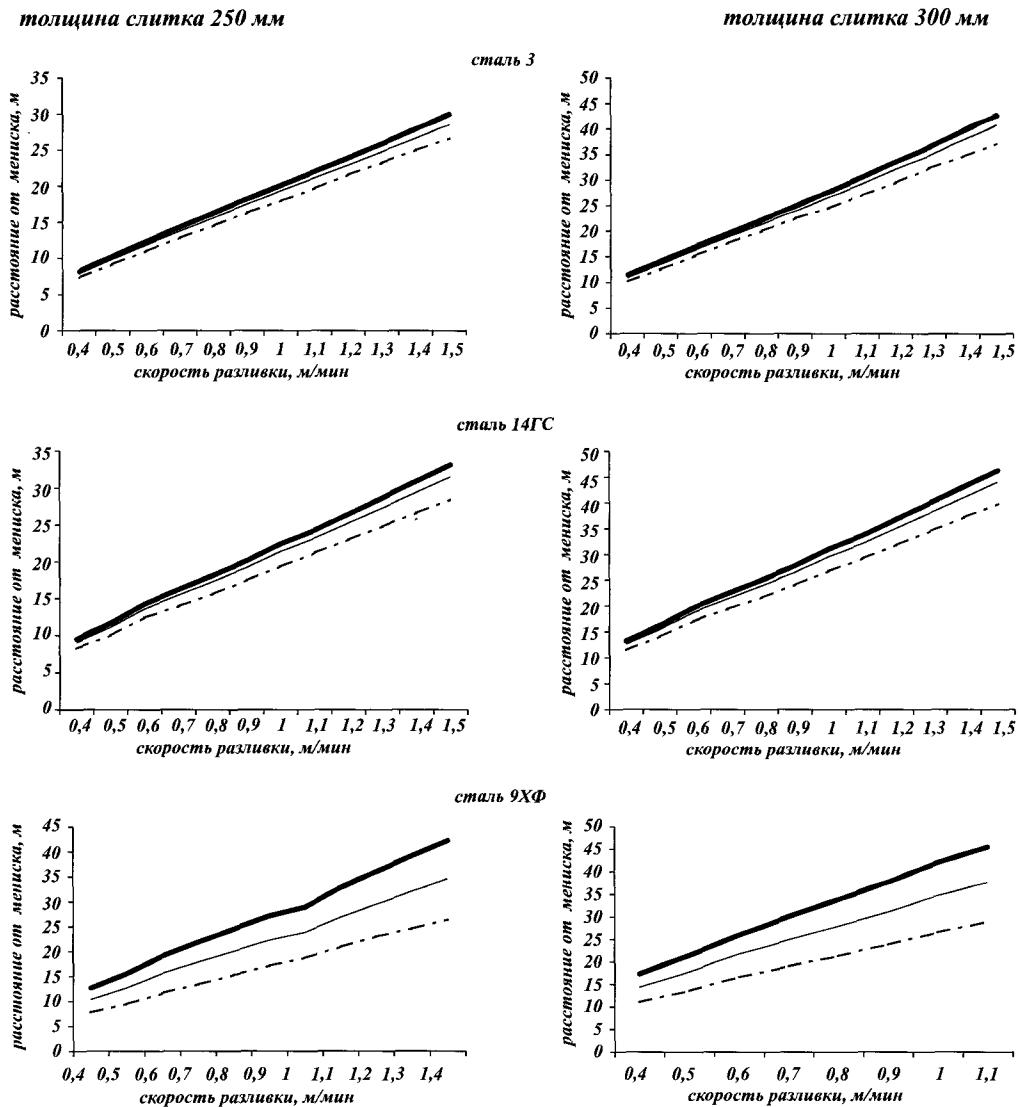


Рис. 7.5. Зависимость начала и конца зоны обжатия от скорости разливки при перегреве $\Delta T = 20^\circ\text{C}$ для слитков толщиной 250 и 300 мм на МНЛЗ № 3 ММК:
 — 0,3 жидкой фазы; — T солидуса; -·- 0,7 жидкой фазы

Проиллюстрируем влияние различных факторов на длину зоны мягкого обжатия (см. табл. 7.1). Самый существенный фактор, определяющий длину зоны мягкого обжатия, это содержание углерода в стали: чем выше содержание — тем длиннее зона мягкого обжатия. Для высокоуглеродистых сталей участок мягкого обжатия в 4 раза длиннее по сравнению со среднеуглеродисты-

ми. Проанализировав результаты, приведенные на рис. 7.4, можно сделать вывод, что длина зоны мягкого обжатия достаточно сильно зависит от толщины слитка и фактически не зависит от перегрева металла, при больших перегревах зона мягкого обжатия просто смещается в направлении вытягивания слитка.

Таблица 7.1

**Зависимость длины зоны мягкого обжатия при скорости разливки 1 м/мин и перегреве 20°C от марочного состава и толщины слитка в %
(100% — сталь 3, слиток 250 мм)**

Марка стали	Слиток 250 мм	Слиток 300 мм
Среднеуглеродистые стали (Сталь 3)	100	150
Низколегированные стали (Сталь 14ГС)	148	209
Трансформаторные стали	174	308
Высокоуглеродистые стали	387	609

На рис. 7.6 показано изменение положения зоны мягкого обжатия в нестационарном режиме разливки в соответствии с зависимостями (7.13), (7.14). Причем следует отметить, что длина зоны мягкого обжатия и ее положение в машине для среднеуглеродистых сталей (рис. 7.6, а) и высокоуглеродистых (рис. 7.6, б) существенно отличаются.

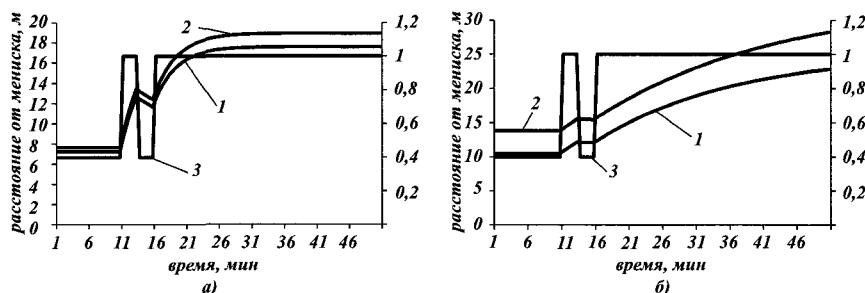


Рис. 7.6. Изменение положения зоны мягкого обжатия в зависимости от скоростного режима разливки: а — сталь 3; б — сталь 9ХФ. 1 — начало, 2 — конец участка мягкого обжатия; 3 — скорость разливки

Реализация ДСВО

Реализация управления в реальном времени осуществляется следующим образом: при разработке алгоритма управления системой вторичного охлаждения с применением математической модели затвердевания слитка вне реального времени рассчитываются температурное поле слитка, средние по зонам коэффициенты теплоотдачи и расходы охладителя, а также толщины корки и расположение относительно мениска металла в кристаллизаторе изотерм $T_{0,7}$ и $T_{0,3}$, соответствующие границам участка мягкого обжатия для всего диапазона значений скоростей разливки при установленвшемся режиме работы машины. При этом учитываются расходные характеристики системы вторичного охлаждения, теплообмен факела форсунки со слитком, теплосъем в кристаллизаторе, температура перегрева жидкого металла, марочный состав стали, фактор «холодной» машины в начале серии плавок. Массивы значений коэффициен-

тов теплоотдачи, толщин и положений изотерм $T_{0,7}$ и $T_{0,3}$ аппроксимируются в виде обобщенных функций (полиномов) в зависимости от скорости разливки и положения зоны вторичного охлаждения на технологической линии машины. При разливке в нестационарном режиме значения коэффициентов теплоотдачи определяются расчетным путем: измеряют скорость с периодичностью 1 с, что позволяет аппроксимировать функцию изменения скорости; по расходу охладителя для применяемых форсунок и коэффициенту его теплоотдачи рассчитываются расход охладителя по зонам в реальном времени, толщины и положения изотерм $T_{0,7}$ и $T_{0,3}$, далее эти значения передаются на контроллеры и затем подаются соответствующие команды на регулирующие клапаны и управление гидроцилиндрами роликовых блоков.

Промышленные испытания ДСВО были проведены на МНЛЗ-2 АО «НИКОМ» для отливки блюмовых заготовок. ДСВО фирмы «Уралмаш — МО» запатентована и внедрена в проекте реконструкции МНЛЗ № 3 ММК в 2002 году при участии фирмы «Дата-Центр» (г. Екатеринбург). При проведении испытаний ДСВО проведена проверка адекватности математической модели реальным тепловым процессам с контролем температуры поверхности отливаемой заготовки. На ДСВО фирмы «Уралмаш — МО» имеется патент РФ № 2185927.

Пример адаптации ДСВО для МНЛЗ № 3 ММК

В качестве примера рассмотрим разливку низкоуглеродистых сталей.

В табл. 7.2. приведены значения коэффициентов теплоотдачи в зависимости от зон и скорости литья.

Таблица 7.2

**Коэффициенты теплоотдачи по зонам в зависимости от скорости разливки
для углеродистых сталей, Вт/(м² · К)**

Скорость, м/мин	1	2	3	4	5	6	7
0,4	239,04	112,43	76,63	53,38	37,96	28,13	1,48
0,5	260,54	139,07	102,02	75,77	57,66	46,33	32,51
0,6	269,24	153,63	121,29	94,61	74,90	62,20	48,68
0,7	285,27	173,45	141,96	112,78	91,00	76,93	62,14
0,8	305,43	193,462	160,10	129,77	106,10	90,74	74,69
0,9	324,38	210,37	177,52	145,65	120,01	103,42	86,26
1	337,65	226,21	193,99	160,18	133,06	115,34	97,18
1,1	351,95	240,07	209,05	174,32	145,58	126,77	107,63
1,2	358,34	250,52	223,11	187,45	157,30	137,51	117,44
1,3	370,76	267,14	237,05	199,89	168,57	147,80	126,86
1,5	383,07	291,48	261,86	223,80	189,95	167,46	144,74
Расстояние от мениска, м	1,14	1,73	2,903	5,147	8,588	12,405	16,641

Аппроксимационная зависимость для алгоритма ДСВО коэффициента теплоотдачи при разливке углеродистых сталей (Ст. 3) имеет вид:

$$\begin{aligned}\alpha_{j,m} = & -82,6773 + 438,797vL_{j,m}^{-1} + 176,354L_{j,m}^{-5} - 195,286v^2 - 584,25vL_{j,m}^{-2} + \\ & + 52,4602v^3 - 14,3904v^4L_{j,m}^{-1} + 278,213vL_{j,m}^{-3} + 330,649v - 0,640755vL_{j,m} - \\ & - 4,45813v^{-4}L_{j,m}^{-1} + 14,9029v^{-3}L_{j,m}^{-1} - 0,758849L_{j,m}.\end{aligned}\quad (7.17)$$

В переходных режимах коэффициенты теплоотдачи определяются с использованием формул (7.2), (7.3), при этом непрерывно вычисляются расходы воды и воздуха по методике, изложенной в главе 3. Для учета перегрева жидкого металла, влияния теплоотвода в кристаллизаторе и фактора «холодной машины» расходы воды корректируются по формулам (7.5), (7.8), (7.9) с помощью коэффициентов K_1 , K_2 и K_3 (K_1 — коэффициент, учитывающий изменение расхода в зависимости от перегрева; K_2 — коэффициент, учитывающий изменение расхода в зависимости от изменения теплоотвода в кристаллизаторе; K_3 — коэффициент, учитывающий изменение расхода во время разогрева машины), аппроксимационные зависимости для которых имеют, например при разливке углеродистых сталей, вид:

- для 1-й и 2-й зон:

$$K_1 = (-34,9745 + 0,884464\Delta T_0 - 3,04264 \cdot 10^7 v^{-1} \Delta T_0^{-4} + \\ + 33977,6v^{-1} \Delta T_0^{-2} + 8,79553 \cdot 10^{-8} v^2 \Delta T_0^4 + 1,953119 \cdot 10^8 \Delta T_0^{-5}) \cdot 10^{-2}; \quad (7.18)$$

- для 3—7-й зон:

$$K_1 = (4,80448 + 0,00193687v^{-1} \Delta T_0^2 - 184182 \Delta T_0^{-3}) \cdot 10^{-2}, \quad (7.19)$$

где v — скорость вытягивания слитка, м/мин;

$\Delta T_0 = (T_0 - T_L)$ — перегрев металла (T_0 — температура в промковше, T_L — температура ликвидуса), °C;

- для 1-й зоны:

$$K_2 = (-160,767 + 161,535q^{-1} - 2,70123v^{-1}q^{-4}) \cdot 10^{-2}; \quad (7.20)$$

- для 2-й зоны:

$$K_2 = (87,4608 - 85,2372q + 1,51943v^{-3}q^{-1} - 5,10775v^{-1}q^5) \cdot 10^{-2}; \quad (7.21)$$

- для 3-й зоны:

$$K_2 = (26,2199 - 27,3086q^2 + 0,300078v^{-4}q^{-1}) \cdot 10^{-2}, \quad (7.22)$$

где $q = (0,5 \div 1,0)$ — относительный по сравнению с базовым вариантом теплоотвод в кристаллизаторе;

$v = 0,4 \div 1,4$ — скорость вытягивания слитка, м/мин;

- для всех работающих на данной скорости вытягивания зон:

$$\begin{aligned}K_3 = & (23,47 - 0,34787\tau - 2,2231 \cdot 10^{-5}\tau^3 - 1,0228\tau^5 + \\ & + 6,8541v + 0,055827\tau v^5 - 0,12805\tau v^3) \cdot 10^{-2}.\end{aligned}\quad (7.23)$$

На рис. 7.7а, б показана эффективность работы системы ДСВО. Измерения производились на МНЛЗ № 3 ММК. Управление расходами воды в ручном режиме или с помощью программируемого контроллера характеризуется

Ручной режим

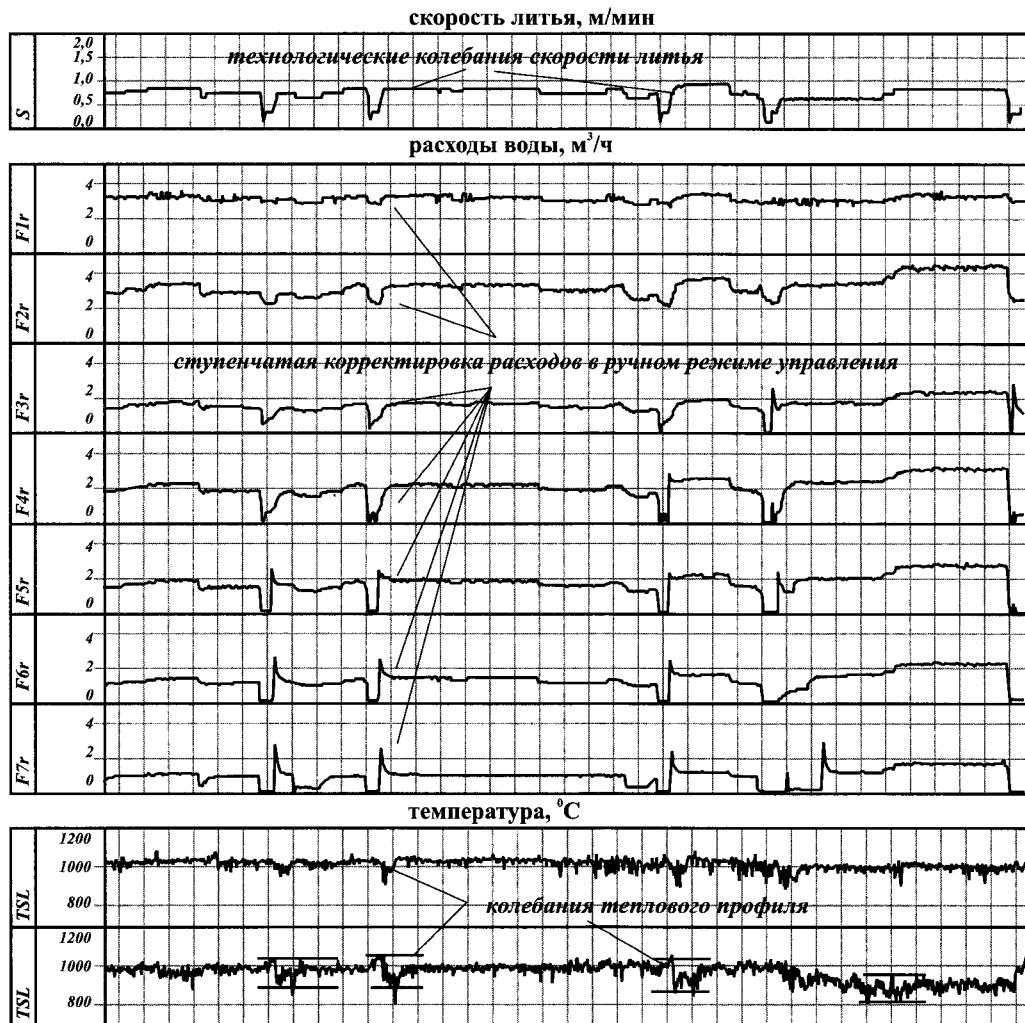


Рис. 7.7а. Управление вторичным охлаждением в ручном режиме

ступенчатым изменением расходов по зонам вторичного охлаждения, что приводит к колебаниям теплового профиля слитка. Кроме того, регулирующие клапаны работают в неблагоприятном режиме, что видно из пиков расходов, которые превышают расходы, заданные по технологии. ДСВО дает мягкую динамическую корректировку расходов, в результате чего достигается постоянство теплового профиля.

Режим динамического автоматизированного регулирования

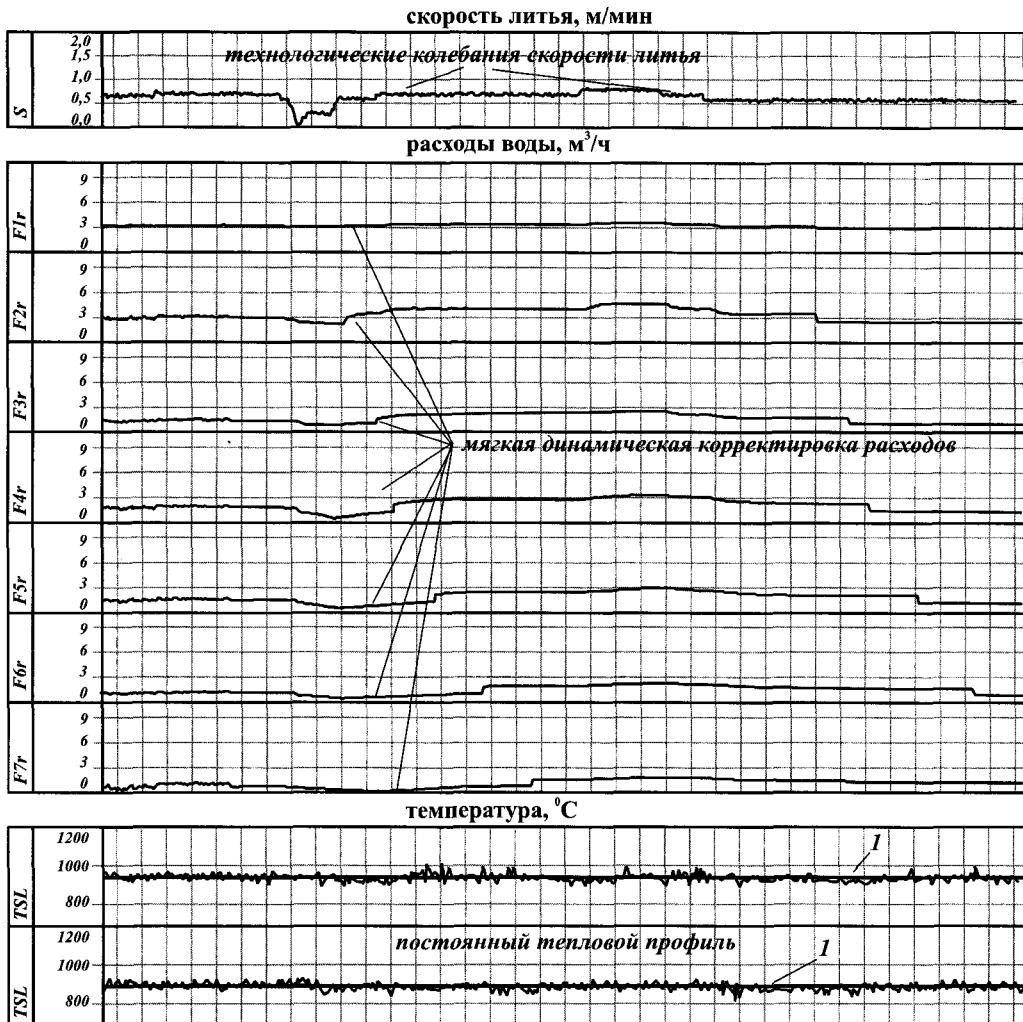


Рис. 7.7б. Управление вторичным охлаждением в динамическом режиме
(1 — заданные тепловые профили широкой грани в места установки пирометров)

7.2. Система мягкого обжатия

Технология мягкого обжатия направлена на подавление пористости в центральной зоне непрерывнолитой заготовки и центральной ликвации, причиной которых является образование «мостов» из столбчатых или равноосных кристаллов в двухфазной зоне в конце кристаллизации. Эти «мосты» затрудняют поступление жидкого металла к расплаву, заключенному между ними, что, в свою очередь, ведет к образованию пор при усадке расплава, лишенного

«подпитки». В результате в блюмовых заготовках усадочные дефекты концентрируются в геометрическом центре (V-образная ликвация), а в слябовых — по большой оси в виде ликвационных полос между столбчатыми и равнооснными металлами (шнуровая, или Л-образная ликвация) [12], [13]. На серных отпечатках с продольных темплетов шнуровая ликвация имеет вид шнура толщиной 6—12 мм и является областью с повышенной концентрацией ликватов с развитой усадочной пористостью. Зона V-образной ликвации имеет ширину 15—70 мм [14]. Усадка стали при затвердевании повышается с повышением содержания углерода (табл. 7.3) [15]. По этой причине наибольший интерес к мягкому обжатию проявляют при разливке высокоуглеродистых сталей.

Таблица 7.3

Зависимость усадки стали от содержания углерода

Содержание углерода, %	0,1	0,35	0,45	0,7
Усадка, %	2	3	4,3	5,3

Осевая ликвация может быть уменьшена, если усадка, вызванная скачком плотности твердой и жидкой фаз, будет при затвердевании компенсироваться сжатием непрерывнолитого слитка. Технологический принцип мягкого обжатия заключается в том, что непрерывнолитой слиток в конце затвердевания проходит через зону мягкого обжатия, настроенную на конус; при этом конец зоны затвердевания (конец жидкой лунки) сдавливается и этим компенсируется усадка при затвердевании. Кроме того, при обжатии слитка образуется более мелкая и однородная структура металла, чем без обжатия.

Авторы [16] сообщают о разработке пакета программ для исследования деформаций сляба с жидким сердцевиной в зоне вторичного охлаждения с использованием теории вязкопластической или упругопластической деформации металла и аппарата теории прокатки, при этом математическая модель позволяет увязывать тепловые и механические параметры кристаллизующегося слитка с параметрами мягкого обжатия, однако описание математической модели отсутствует. В [10] сформулирован подход к расчету силы вытягивания при мягком обжатии заготовки с учетом реологического поведения материала. В [18] сообщается о разработке математической модели для реализации процесса мягкого обжатия и приводится блок-схема алгоритма управления процессом, однако опубликованная информация не содержит уравнений, дающих представление о содержании модели. Несмотря на большой интерес к вопросу мягкого обжатия, следует отметить, что сегодня практически не существует опубликованных математических моделей, объясняющих механизм мягкого обжатия. В фирме «Уралмаш — МО» создана математическая модель, которая включает решение системы уравнений теплопроводности, диффузии и гидродинамики, позволяющая ответить на главные вопросы: в каком месте, с какой скоростью и на какую величину необходимо осуществлять обжатие для оптимального подавления осевой ликвации. По полученным толщинным профилям и распределениям температур на участке мягкого обжатия строится трехмерная контактная модель «заготовка — ролики участка мягкого обжатия» и в упругопластической постановке методом конечных элементов с использованием ANSYS решается контактная задача о расчете напряженно-деформирован-

ванного состояния. Такой подход позволил рассмотреть комплексную картину кристаллизации слитка, учесть наиболее значимые процессы при кристаллизации в их взаимной связи.

7.2.1. Процессы тепломассопереноса при мягком обжатии

Для эффективной реализации процесса «мягкого обжатия» необходима адекватная процессу математическая модель кристаллизации слитка, учитывающая перенос тепла, диффузию примеси и гидродинамические явления в двухфазной зоне.

В настоящее время получили развитие квазиравновесные модели кристаллизации, в которых процесс кристаллизации рассматривается с феноменологических позиций как результат одновременного действия тепловых, диффузионных и гидродинамических процессов.

Ниже рассматривается квазиравновесная математическая модель кристаллизации слитка, построенная на основе теории двухфазной зоны для бинарного сплава [19, 20] и расширенная с учетом гидродинамических процессов в двухфазной зоне [21, 22] (двуухфазная твердо-жидкая зона возникает в результате стремления кристаллизующейся системы к состоянию равновесия):

$$T = f(C); \quad (7.24)$$

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a\Delta T - L \frac{\partial S}{\partial t} - v\nabla T; \quad (7.25)$$

$$\frac{\partial(SC)}{\partial t} = \nabla(DS\nabla C) + k(C)C \frac{\partial S}{\partial t} - v\nabla C; \quad (7.26)$$

$$\Delta\rho \frac{\partial S}{\partial t} = \nabla\rho_t v; \quad (7.27)$$

$$\frac{\partial v}{\partial t} + (v\nabla)v = -\frac{\nabla P}{\rho_t} - b(S)v + g, \quad (7.28)$$

где $\Delta = \frac{\partial^2}{\partial x^2} + \frac{\partial^2}{\partial y^2} + \frac{\partial^2}{\partial z^2}$ — оператор Лапласа;

$\nabla = \frac{\partial}{\partial x} i + \frac{\partial}{\partial y} j + \frac{\partial}{\partial z} k$ — оператор Гамильтона;

T — температура металла;

C — концентрация примеси;

t — время;

k — коэффициент распределения;

a — коэффициент температуропроводности;

L — теплота кристаллизации;

S — относительное содержание жидкой фазы (расплава) в двухфазной зоне, называемое также сечением жидкой фазы;

v — скорость движения расплава;

P — гидродинамическое давление;

ρ_t, ρ_s — плотность расплава и твердой фазы;

$\Delta\rho = (\rho_s - \rho_t)$ — скачок плотности сплава при кристаллизации;

- | | |
|---------------|--|
| $b(S)$ | — параметр, определяемый свойствами среды и строением двухфазной зоны; |
| $\frac{g}{D}$ | — ускорение свободного падения; |
| | — коэффициент диффузии. |

Уравнение (7.24) является уравнением линии ликвидуса и характеризует устойчивое равновесное состояние кристаллизующейся жидкости внутри двухфазной зоны. В уравнениях (7.25) и (7.26), описывающих процесс теплопроводности и массопереноса, учитываются тепловыделение и поглощение примеси, связанные с кристаллизацией расплава. Уравнение (7.27) выражает условие неразрывности течения, а уравнение (7.28) — закон сохранения импульса. Полученная система уравнений (7.24)–(7.28) замкнута (в пяти уравнениях содержится пять неизвестных: T , C , S , v , P) и в совокупности с начальными и граничными условиями может быть решена численными методами. Эта система уравнений позволяет определить скорость движения расплава и ее влияние на температурное поле слитка, на поле концентрации примеси и на относительное количество жидкой фазы в двухфазной зоне слитка при кристаллизации. Образование в элементе объема двухфазной зоны распределенных пор начинается с момента разрыва в этом объеме жидкой составляющей и к завершению кристаллизации удельный объем пор принимает величину:

$$Y = (\Delta\rho/\rho_l)S_k, \quad (7.29)$$

- где Y — удельный объем пор;
 $S_k = S(P \leq P_k)$ — сечение жидкой фазы в момент разрыва расплава;
 P_k — прочность жидкой фазы.

Таким образом, из решения системы уравнений (7.24)–(7.29) можно получить также распределение пор в кристаллизующемся слитке.

Рассмотрим более подробно систему уравнений (7.24)–(7.29) в двумерной постановке (продольное сечение), найдем распределение основных параметров кристаллизации для конкретных наборов исходных данных, а также определим механизм воздействия на параметры кристаллизации «мягкого обжатия» слитка.

Система уравнений (7.24)–(7.29) в двумерной постановке применительно к МНЛЗ имеет вид:

$$T = f(C); \quad (7.30)$$

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(a \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(a \frac{\partial T}{\partial y} \right) - L \frac{\partial S}{\partial t} - \left(v_x \frac{\partial T}{\partial x} + v_y \frac{\partial T}{\partial y} \right); \quad (7.31)$$

$$\frac{\partial(SC)}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(DS \frac{\partial C}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(DS \frac{\partial C}{\partial y} \right) + k(C)C \frac{\partial S}{\partial t} - \left(v_x \frac{\partial C}{\partial x} + v_y \frac{\partial C}{\partial y} \right); \quad (7.32)$$

$$\frac{\Delta\rho}{\rho_l} \cdot \frac{\partial S}{\partial t} = \frac{\partial v_x}{\partial x} + \frac{\partial v_y}{\partial y}; \quad (7.33)$$

$$v_x = -\frac{m(s)}{\mu} \left(\frac{\partial P}{\partial x} \cdot \delta(P) - g\rho_l \cos\phi \right); \quad (7.34)$$

$$v_y = -\frac{m(s)}{\mu} \cdot \frac{\partial P}{\partial y} \cdot \delta(P); \quad (7.35)$$

$$\delta(P) = 1, \quad P > P_k;$$

$$\delta(P) = 0, \quad P \leq P_k;$$

$$m(S) = \frac{R^2 S^3}{8}; \quad (7.36)$$

$$Y = \frac{\Delta \rho}{\rho_i} S_k; \quad S_k = S(P \leq P_k), \quad (7.37)$$

где $m(S)$ — коэффициент проницаемости двухфазной зоны;

μ — динамическая вязкость расплава;

R — дендритный размер;

ϕ — угол между вертикальной линией и касательной к технологической линии МНЛЗ.

Уравнения (7.34), (7.35) получены из уравнения (7.28) с учетом предположения о малом значении скорости расплава v . Тогда левую часть уравнения (7.28) можно принять равной 0 и при условии

$$b(S) = \mu / [\rho_i m(S)]$$

получаем искомые уравнения.

Для системы уравнений (7.30)–(7.37) разработан численный алгоритм решения (явная разностная схема) и составлена компьютерная программа CRISTALL на алгоритмическом языке Compaq fortran 6.1. Следует отметить, что система уравнений (7.30)–(7.37) является существенно нелинейной и требуется исследование сходимости разностной задачи, включающее проверку условий аппроксимации и определение условий устойчивости. Поскольку эти вопросы рассмотрены в [21], в данной работе такое исследование не проводится. Для калибровки математической модели использовали результаты измерения температур в кристаллизующейся заготовке, выполненные методом вмораживания блока термопар на МНЛЗ № 5 ЧерМК в испытании от 27.03.1990 г. (толщина слитка 250 мм, марка стали — 3сп). В качестве граничных условий при расчете использовали изменения температур в приповерхностных слоях широких граней по большому и малому радиусам МНЛЗ. На рис. 7.8 показана корреляция результатов расчета и измерений до калибровки (a) и после калибровки (b).

На рис. 7.9 приведен механизм «мягкого обжатия».

Устройство «мягкого обжатия» воздействует на непрерывный слиток путем надавливания роликами на твердую корочку, что приводит к деформированию твердой корочки и к сжатию двухфазной зоны, имеющей «нулевую» прочность. Полезный эффект производит та часть деформации, которая приводит к сжатию двухфазной зоны. При сжатии двухфазной зоны частично компенсируется усадочный процесс (7.33), что приводит к уменьшению скорости и увеличению гидродинамического давления расплава (7.34), (7.35). Увеличение гидродинамического давления обеспечивает питание растущих кристаллов металла в двухфазной зоне расплавом и уменьшает область металла, в которой могут образоваться поры (7.37).

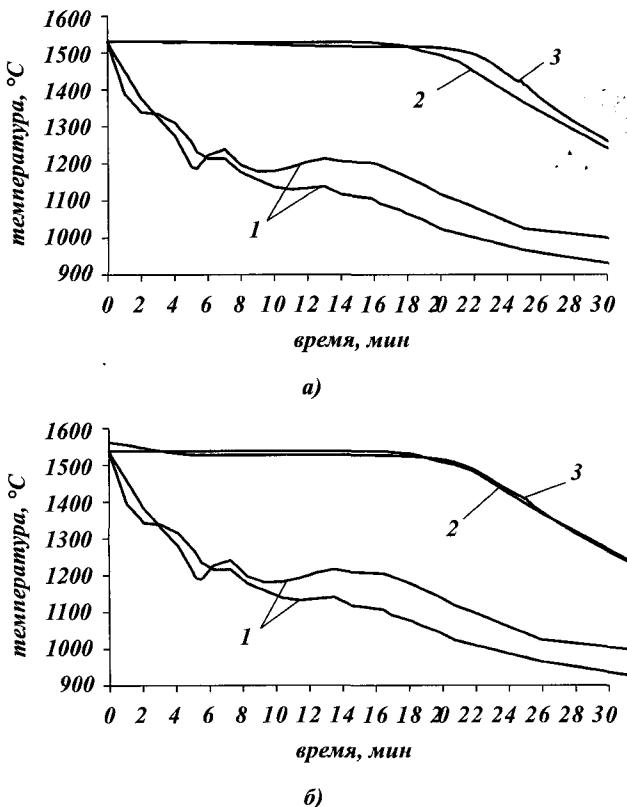


Рис. 7.8. Корреляция результатов расчетов и экспериментов до калибровки математической модели (а) и после калибровки (б): 1 – результаты измерений температур вблизи широких граней по R и r на МНЛЗ № 5 ЧерМК; 2 – результаты измерений температур в центре сляба на МНЛЗ № 5 ЧерМК; 3 – результаты расчета температуры в центре сляба до калибровки матмодели

ти от расстояния от мениска металла. На приведенных рисунках виден профиль жидкой лунки и ширина двухфазной зоны. Мягкое обжатие согласно [10], следует проводить при содержании жидкой фазы $0,3 \leq S \leq 0,7$. Следовательно, для слитка $H = 200$ мм мягкое обжатие нужно начинать при $X = 12$ м, а заканчивать при $X = 14$ м; для слитка $H = 250$ мм – начинать при $X = 18$ м, а заканчивать при $X = 21$ м; для слитка $H = 300$ мм – начинать при $X = 25$ м, а заканчивать при $X = 29,5$ м; X – расстояние от мениска металла.

На рис. 7.13 приведены зависимости содержания жидкой фазы $S = F(X)$ и скорости изменения содержания жидкой фазы $\partial S / \partial t = F(X)$ на тепловой оси для слитков $H = 200, 250, 300$ мм.

Анализ приведенных зависимостей показывает, что при $0,3 \leq S \leq 0,7$, рекомендованных в [23], интенсивно развивается усадочный процесс, причем интенсивность усадочного процесса при увеличении толщины слитка снижается с одновременным увеличением области, охваченной этим процессом.

Таким образом, задача «мягкого обжатия» заключается не в механическом сдавливании пор, образующихся в центре слитка, что практически невыполнимо, а в сближении фронтов кристаллизации двухфазной твердожидкой зоны в конце затвердевания слитка, чем обеспечивается в результате гидродинамической работы бесперебойное питание кристаллизующегося металла, уменьшается содержание жидкой фазы, способной кристаллизоваться после прекращения «питания», и этим осуществляется подавление порообразования.

В качестве примера рассмотрим кристаллизацию сляба из стали 14ГС толщиной 200, 250, 300 мм на радиальной МНЛЗ. Примем длину кристаллизатора $L = 1$ м, радиус МНЛЗ $R = 10$ м, перегрев $\Delta T = 30^\circ\text{C}$, режим охлаждения № 3.

На рис. 7.10–7.12 (см. цветную вкладку) показано распределение содержания жидкой фазы в поперечном сечении слитка в зависимости

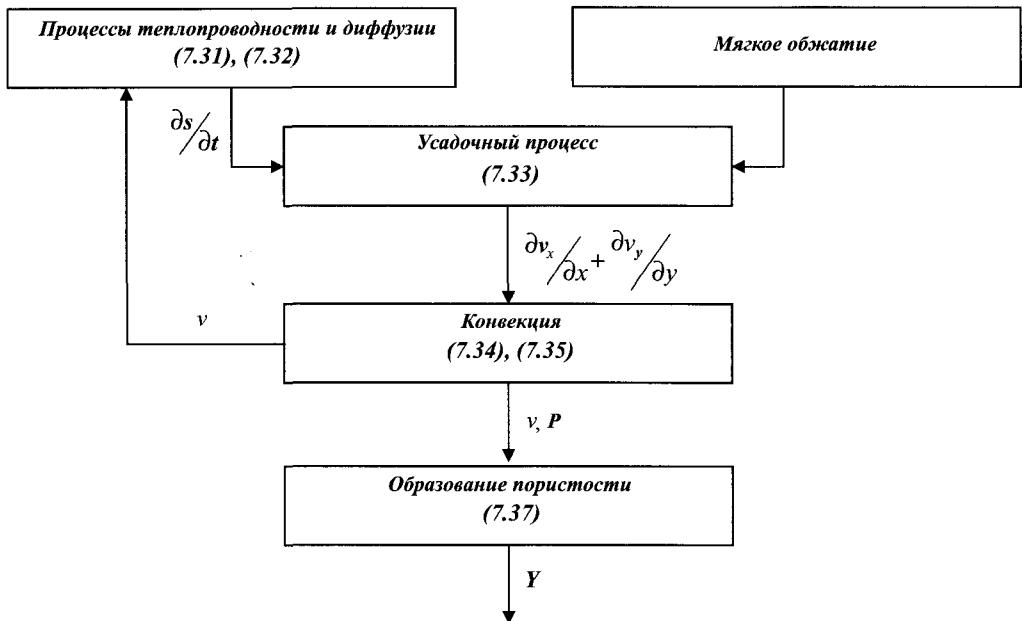


Рис. 7.9. Схема работы модели мягкого обжатия

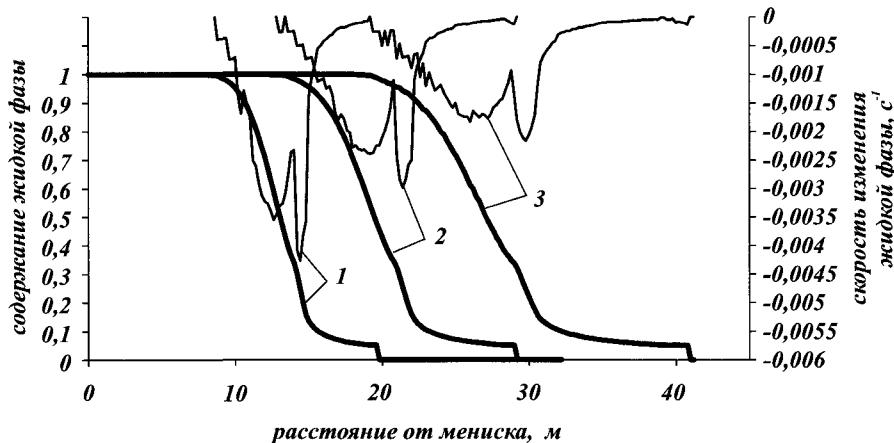


Рис. 7.13. Зависимость содержания жидкой фазы $S = F(X)$ (толстые линии) и скорости изменения содержания жидкой фазы $\partial S / \partial t = F(\dot{X})$ (тонкие линии) на тепловой оси от расстояния от мениска для слитков с толщиной: 1 — 200 мм; 2 — 250 мм; 3 — 300 мм

На рис. 7.14—7.16 приведены зависимости содержания жидкой фазы $S = F(X)$, гидродинамического давления расплава $P = F(X)$ на тепловой оси без мягкого обжатия и с мягким обжатием для слитков $H = 200, 250, 300$ мм.

На рис. 7.17 приведены зависимости относительного содержания пор в поперечном сечении $Y = F(y)$ без мягкого обжатия и с мягким обжатием, где y — расстояние от поверхности слитка.

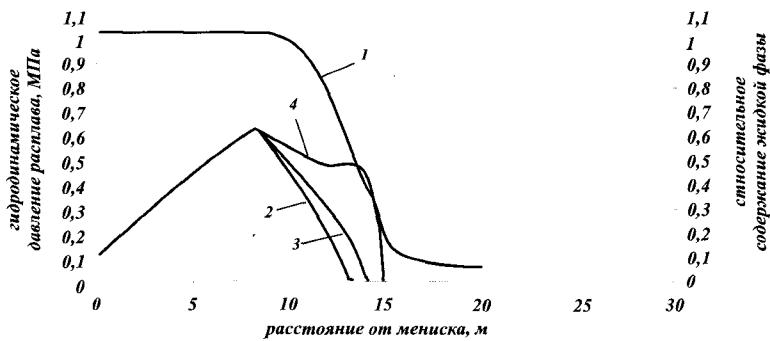


Рис. 7.14. Зависимости содержания жидкой фазы $S = F(X)$ — 1, гидродинамического давления расплава $P = F(X)$ на тепловой оси без мягкого обжатия — 2, с частичным обжатием — 3 и полным обжатием — 4 для слитков $H = 200$ мм

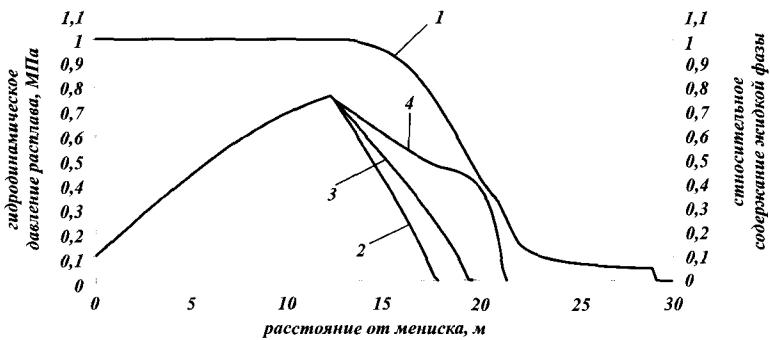


Рис. 7.15. Зависимости содержания жидкой фазы $S = F(X)$ — 1, гидродинамического давления расплава $P = F(X)$ на тепловой оси без мягкого обжатия — 2, с частичным обжатием — 3 и полным обжатием — 4 для слитков $H = 250$ мм

Из анализа приведенных зависимостей следует, что процесс кристаллизации в центральной зоне слитка начинается с того момента, когда содержание жидкой фазы S принимает значение меньше 1, а заканчивается при $S = (0,1 \div 0,2)$. Для подавления центральной пористости теоретически можно обжимать слиток в пределах всей этой зоны. В связи с тем, что эта зона имеет большую протяженность, а интенсивность усадочного процесса в ней неравномерна (см. рис. 7.13), на практике зону мягкого обжатия можно делать короче. На рис. 7.14—7.16 приведены зависимости изменения гидродинамического давления расплава в двухфазной зоне в центре слитка при условии, что мягкое обжатие начинается при $S = 0,7$, а заканчивается при $S = 0,3$. Из приведенных рисунков видно, что гидродинамическое давление проникает вглубь двухфазной зоны до $S = 0,2$, запытывая кристаллизующийся металл расплавом, существенно уменьшая пористость в центральной зоне слитка.

В реальных условиях значения S , соответствующие началу и концу зоны мягкого обжатия, могут отличаться от приведенных значений S . Эти значения должны определяться на основе математического моделирования процесса мягкого обжатия с учетом конструктивных особенностей МНЛЗ.

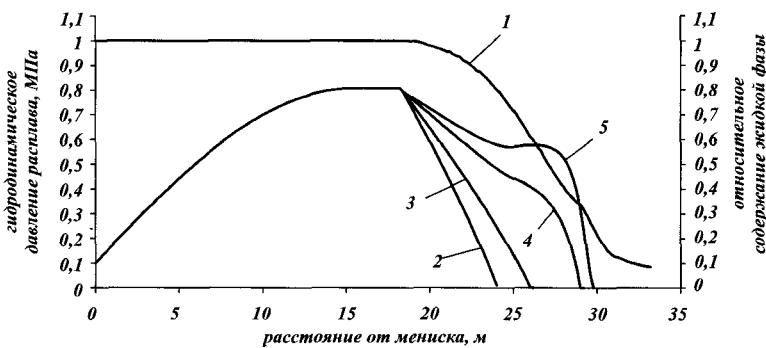


Рис. 7.16. Зависимости содержания жидкой фазы $S = F(X)$ — 1, гидродинамического давления расплава $P = F(X)$ на тепловой оси без мягкого обжатия — 2 и с обжатием 0,4 полного — 3, 0,8 полного — 4 и полным обжатием — 5 для слитков $H = 300$ мм

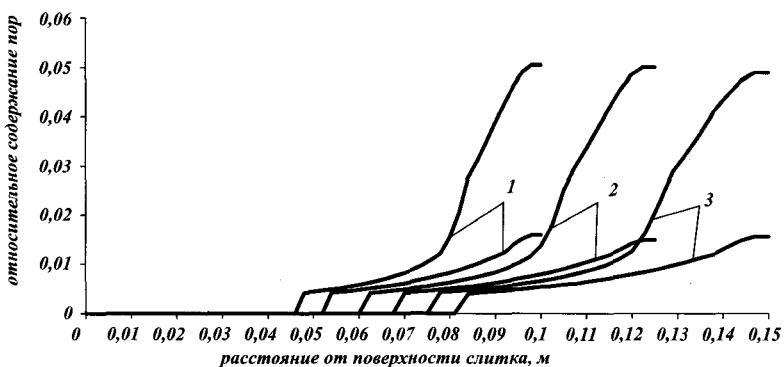


Рис. 7.17. Зависимость относительного содержания пор в поперечном сечении от расстояния от мениска без мягкого обжатия (толстые линии) и с полным мягким обжатием (тонкие линии): 1 — слиток 200 мм; 2 — слиток 250 мм; 3 — слиток 300 мм

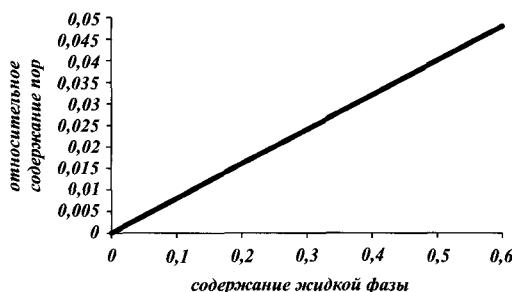


Рис. 7.18. Зависимость относительного содержания пор в центре слитка от содержания жидкой фазы в двухфазной зоне в момент окончания питания расплавом

На рис. 7.18 приведена зависимость относительного содержания пор в центре слитка от содержания жидкой фазы в двухфазной зоне в момент окончания питания расплавом.

Из рис. 7.18 видно, что мягкое обжатие должно обеспечивать минимальное значение содержания жидкой фазы в двухфазной зоне в момент окончания питания расплавом, соответствующее минимальному значению содержания пор в центре слитка.

7.2.2. Исследование НДС заготовки на участке мягкого обжатия

Сближение фронтов кристаллизации осуществляется посредством обжатия заготовки определенным количеством роликов на нужную величину. Следует иметь в виду, что для гидродинамической работы при мягкем обжатии важно сближение фронтов кристаллизации, а величина обжатия является только средством достижения необходимой, с точки зрения гидродинамики, величины сближения фронтов. Для моделирования мягкого обжатия необходимо сделать оценку, близок этот процесс к прокатке или к вдавливанию штампа. На первом этапе рассматривали и сравнивали известные решения по определению нагрузок, идентифицируя процесс мягкого обжатия с процессами прокатки [24] и вдавливания жесткого круглого штампа (ролика) в пластическое тело (заготовку) [25]: сечение слитка 250×1850 мм, диаметр ролика ЗВО 300 мм, шаг между роликами 350 мм, толщина корочки узкой грани 139 мм, величина обжатия 0,3—0,6 мм, скорость разливки 1 м/мин. В табл. 7.4 приведены результаты расчета по определению усилия обжатия непрерывнолитого слитка в двухфазном состоянии с указанными выше исходными параметрами при разных подходах решения для величин обжатия 0,3—0,6 мм.

Сравнение результатов расчета по определению усилия обжатия непрерывнолитой заготовки 250×1850 мм в двухфазном состоянии

Таблица 7.4

Величина обжатия, мм	Средняя температура узкой стенки, °C	Толщина корки узкой грани, мм	Контактная площадь, мм^2	Скорость деформирования, 1/сек	Предел текучести, МПа	Угол, определяющий глубину вдавливания, град.	Усилие обжатия по формулам прокатки [24], кН	Усилие обжатия по формулам внедрения штампа [25], кН	Относительная разница результатов, %
0,3	972	136	1826	0,00298	4,6	2,56	413	510	19
0,45	972	136	2236	0,00365	4,8	3,14	487	647	25
0,6	972	136	2582	0,00422	4,9	3,62	547	771	29

В действительности процесс мягкого обжатия достаточно трудно идентифицировать как с прокаткой (величины обжатий и их скорости значительно меньше величин, имеющих место при прокатке), так и с обжатием (не учитывается вращение), однако сравнивая значения приведенных в табл. 7.4 нагрузок, можно констатировать близость результатов с некоторым превышением нагрузок при обжатии. Совершенно неопределенным является значение температуры узкой стенки, необходимое для выбора значений истинного сопротивления деформации (предела текучести). Учитывая неравномерность распределения температуры и деформации по сечению заготовки, следует признать, что нагрузки при обжатии могут существенно отличаться от приведен-

ных в табл. 7.4, а использование решений [24] и [25] может приводить к большим ошибкам. Необходимо также учитывать жесткость траверс роликовых блоков и совместное деформирование роликового аппарата и заготовки. По этой причине следует отказаться от каких-либо аналитических решений и моделировать процесс обжатия на базе современных численных методов.

Для определения нагрузок на ролики при мягком обжатии и оценки возможного трещинообразования в фирме «Уралмаш — МО» выполнили расчетно-аналитические исследования НДС слябовых заготовок на участке мягкого обжатия. Решение осуществляли в трехмерной контактной упруго-пластической постановке с использованием ANSYS методом конечных элементов. В расчетах учитывали зависимость механических свойств от температуры, в том числе большую жесткость углов из-за их переохлаждения, а также совместное деформирование корки заготовки, обжимающих роликов и траверс.

На рис. 7.19 показаны принципиальные модели для расчета НДС корки непрерывнолитой заготовки в начале участка мягкого обжатия (рис. 7.19, *а*) и полностью закристаллизовавшейся заготовки (рис. 7.19, *б*), а также схемы послойного разбиения и положения изотерм для слябовой и блюмовой заготовок (рис. 7.19, *в* и *г*).

Расчет осуществляли в контактной упруго-пластической постановке по модели Прандтля-Райса с учетом зависимости механических свойств от температуры в соответствии с подходами, сформулированными в главе 4.

Раннее и позднее обжатие

Рассмотрим возможные ситуации при мягком обжатии. Раннее обжатие возможно при смещении зумпфа в направлении разливки, например при временном увеличении скорости литья или по причине несоответствия длины участка мягкого обжатия суммарной длине роликовых блоков, участвующих в обжатии. Разумеется, алгоритм слежения за положением лунки жидкой фазы осуществляет необходимое включение гидроцилиндров соответствующих роликовых блоков, однако колебания положения границ и длин участков мягкого обжатия, связанные с различием в марочном составе и скоростных режимах литья, могут приводить к таким ситуациям (см. рис. 7.4 и 7.5). При раннем обжатии перемещения фронта кристаллизации из-за влияния ферростатического давления и наличия межроликового зазора в месте расположения средней опоры отличаются значительной неравномерностью (рис. 7.20, *а* на цветной вкладке), однако, учитывая слабость усадочных процессов до сечения жидкой фазы 70%, это обстоятельство малозначительно, т. к. высокое ферростатическое давление обеспечивает хорошее «питание» расплава и раннее мягкое обжатие неэффективно.

На участке мягкого обжатия величина ферростатического давления составляет 0,8–0 МПа, при этом действие обжатия и ферростатического давления во взаимопротивоположных направлениях существенно выравнивают перемещения фронта кристаллизации (рис. 7.20, *б*). В действительности одинаковое перемещение крайних и средних опор роликов трудноосуществимо по причине прогиба траверс роликовых блоков. На рис. 7.21 (см. цветную вкладку) приведен пример конструктивного исполнения роликового блока мягкого обжатия. С учетом деформации траверс роликовых блоков перемещения

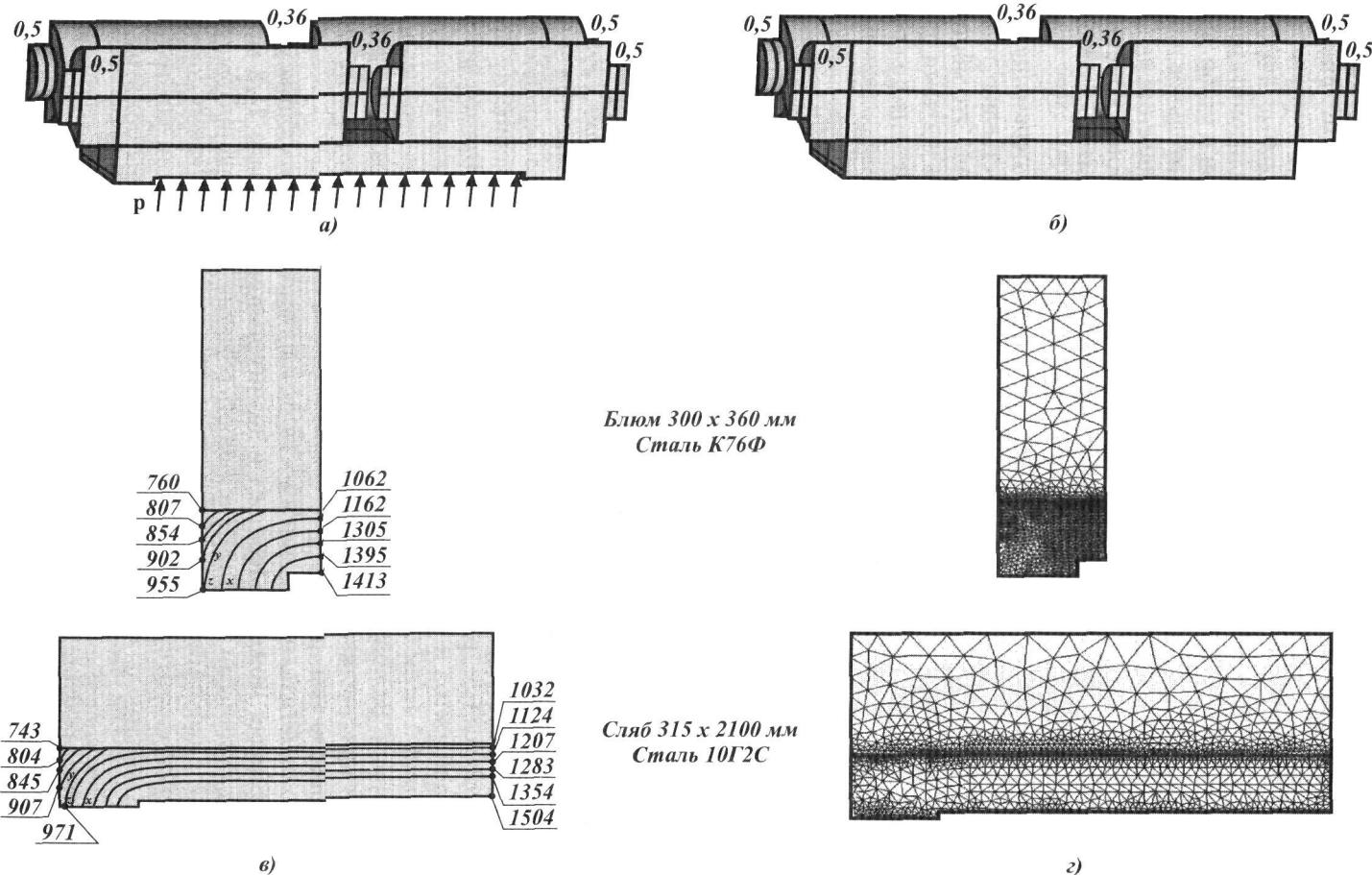


Рис. 7.19. Схема нагружения непрерывнолитой заготовки при раннем и нормальному (а) и позднем (б) мягкому обжатии, поле изотерм (в) и конечно-элементная аппроксимация (г) (цифрами показаны смещения роликовых опор, равных половине величины обжатия, мм, и значения температур, °C)

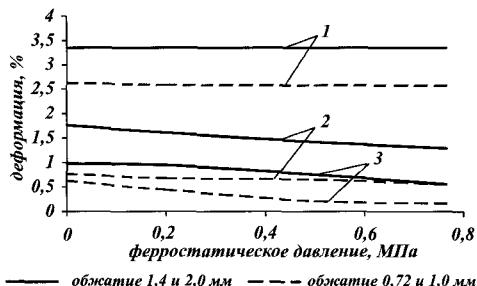


Рис. 7.22. Зависимость максимальных величин деформации в поперечном сечении корки слитка от ферростатического давления:
1 — угол наружной поверхности; 2 — стык широкой и узкой граней под роликами; 3 — стык широкой и узкой граней между роликами (границы значений обжатия соответствуют сближению средних и крайних опор)

ликами, что следует учитывать проектировщикам при настройке роликовых блоков мягкого обжатия.

При позднем обжатии происходит деформирование закристаллизовавшейся заготовки, при этом перемещение слоев сердцевины заготовки вблизи поперечной оси заготовки исчезающее мало, величина обжатия реализуется в значительной мере в контактной зоне вблизи внешней поверхности, что исключает возможность подавления пор и доказывает неэффективность позднего обжатия. На рис. 7.23 (см. цветную вкладку) показано деформированное состояние полностью закристаллизовавшейся заготовки при позднем обжатии. В центральной части непрерывнолитой заготовки металл находится в «кашеобразном» состоянии (расплав между мостами дендритов). Ферростатическое давление при этом отсутствует. При расчетах НДС полностью закристаллизовавшейся сердцевины в центральной части принимали значение предела текучести, равное σ_T при температуре солидуса (см. рис. 7.23, в), различное соотношение объемов сформировавшихся дендритов и расплава в центральной части заготовки учитывали заданием значений $0,1\sigma_T$ и $0,5\sigma_T$ (см. рис. 7.23, а и б), предполагая сердцевину сплошной и твердой. Величины перемещений и деформаций центральной части к концу полной кристаллизации имеют тенденцию к уменьшению, а нагрузок — к увеличению (см. рис. 7.23).

Необходимо отметить, что в зависимости от марочного состава длина участка мягкого обжатия может колебаться в значительном интервале 2–8 м, а следовательно, различными будут интенсивность обжатия, перемещения фронта кристаллизации и деформированное состояние. Рис. 7.24 дает пример корреляции сближения фронтов кристаллизации в центре слябовой заготовки 250×1550 мм и максимальной величины деформации от величины обжатия.

Влияние формы сечения заготовки

Форма сечения заготовки существенно влияет как на характер перемещений фронтов кристаллизации, так и на соотношение величины обжатия и сближения фронтов (табл. 7.5, рис. 7.25 на цветной вкладке).

средних опор при мягкому обжатию меньше, чем крайних, при этом эффект выравнивания перемещений фронта кристаллизации несколько снижается (см. рис. 7.20). Максимальные деформации на фронте кристаллизации имеют место на стыке широкой и узкой граней (см. рис. 7.20). Положительное влияние ферростатического давления на величину деформаций на фронте кристаллизации при мягкому обжатии иллюстрирует рис. 7.22.

Следует отметить, что перемещение фронта кристаллизации составляет только часть величины обжатия. Это обстоятельство обусловлено развитыми деформациями в контактной зоне под роликами,

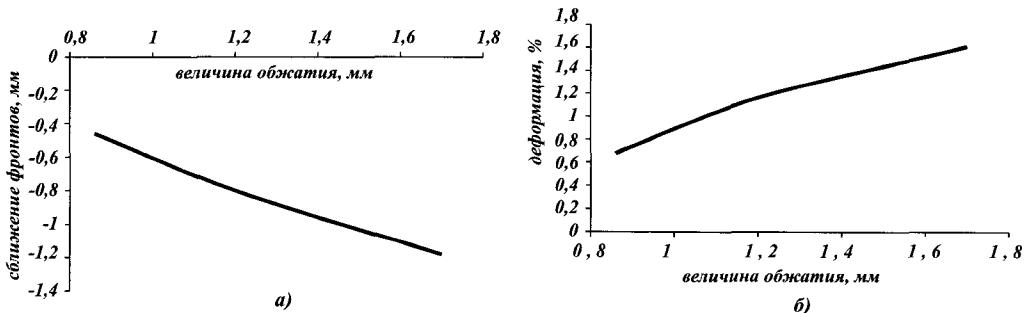


Рис. 7.24. Зависимость смещения фронта кристаллизации по оси разливки (а) и деформаций на стыке широкой и узкой граней (б) слябовой заготовки 250×1550 мм от величины обжатия на участке мягкого обжатия

Таблица 7.5

Параметры мягкого обжатия слябовой и блюмовой заготовок

Параметр	76Ф 300×360	10Г2С 315×2000
Начало зоны обжатия, м	19	25
Конец зоны обжатия, м	23	29,17
Длина зоны обжатия, м	4	4,17
Количество роликов в зоне обжатия	6	12
Шаг роликов, мм	762	350
Толщина корки узкой грани, мм	125,5	151,37
Радиус ролика, мм	225	150
Скорость разливки, м/мин	0,8	0,9
Обжатие под парой роликов, мм	1,3	0,5
Суммарное обжатие, мм	7,8	6
Ферростатическое давление в начале зоны, МПа	0,2	0,24
Скорость деформации, 1/сек	0,00338	0,00275
Температура угла слитка в начале зоны обжатия, °С	760	742
Суммарная нагрузка на ролик на участке обжатия, т	67	71
Нагрузка при позднем обжатии, т	92	135
Сближение фронтов кристаллизации под роликом на раствор, мм	0,512	0,41
Деформация по Мизесу на стыке узкой и широкой грани, %	0,54	0,57

Из рис. 7.25 видно, что максимальные перемещения каждого из фронтов кристаллизации блюмовой и слябовой заготовок близки по значениям, однако для их достижения в первом случае обжатие в 2,5 раза больше, а во втором — в 1,25 раза больше, чем сближение фронтов кристаллизации. Это различие обусловлено тем обстоятельством, что перемещение фронтов кристаллизации слябовой заготовки во многом осуществляется благодаря изгибным деформациям широкой грани. Следует иметь в виду, что ферростатическое давление не способно этому препятствовать полностью. Сближение фронтов блюмовой заготовки в большей мере зависит от величины обжатия, т. к. расстояние между

узкими гранями мало и изгибные деформации незначительны (см. рис. 7.25, б). Приведенный на рис. 7.25 пример показывает, что при проектировании МНЛЗ с участком мягкого обжатия необходимо рассчитывать величину необходимого обжатия для каждой конкретной формы сечения, что является сложной задачей, требующей применения современных программных средств типа ANSYS. При позднем обжатии обеих заготовок деформации в центральной части невелики и опасности не представляют.

Нагрузки при обжатии

На большей протяженности участка мягкого обжатия заготовка находится в двухфазном состоянии. Величина нагрузки при мягком обжатии в начале участка и большей части его длины не зависит от ширины заготовки, т. к. толщина узкой грани для заготовок разной ширины практически постоянна и именно ее величина определяет нагрузку от обжатия. На рис. 7.26 приведены результаты расчета нагрузок от обжатия в диапазоне значений ширины 1000—2000 мм.

Нагрузки при позднем обжатии полностью закристаллизовавшейся заготовки могут превышать нагрузки в начале участка мягкого обжатия в 1,25—2 раза, в зависимости от ширины заготовки, и зависят от свойств сердцевины слитка. При двукратном увеличении ширины уровень нагрузок повышается на ≈30% (см. рис. 7.26). Следует отметить, что при проектировании МНЛЗ с участком мягкого обжатия необходимо учитывать возможность как раннего, так и позднего обжатия, при этом уровень нагрузок на ролики в обоих случаях выше, чем при нормальному обжатию: в первом случае из-за значительного ферростатического давления, во-втором — из-за сопротивления обжатию полностью закристаллизовавшейся заготовки. Обращаем внимание, что уровень нагрузок от обжатия существенно зависит от свойств материала заготовки, большую роль при этом играет температура угла. При снижении температуры угла на 100°C нагрузка может увеличиться на 140—150 кН. Все приведенные выше результаты расчетов нагрузок получены с использованием данных по значениям предела текучести в соответствии с [26]. Однако следует иметь в виду, что результаты исследования механических свойств при высоких температурах, приводимые в литературе, имеют большой разброс. На рис. 7.27 показана корреляция зависимостей пределов текучести, полученных авторами [26] и [27].

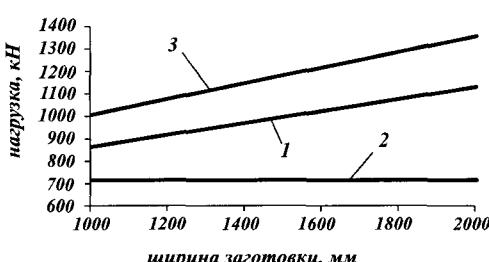


Рис. 7.26. Зависимость расчетных нагрузок на ролики от ширины заготовки толщиной 250 мм при обжатии на 0,6 мм:
1 — при раннем; 2 — нормальном;
3 — позднем обжатии

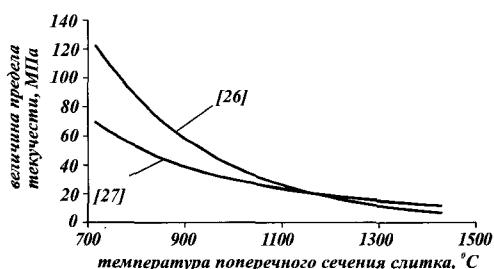


Рис. 7.27. Зависимость величины предела текучести от температуры для углеродистой стали по работам [26] и [27] (скорость деформации 0,0048 1/сек, степень деформации 0,0087)

В области высоких температур эти свойства близки, а в области относительно низких температур, характерных для угла заготовки, они могут различаться существенно, что приводит к разбросу значений нагрузок на 15–40%, в зависимости от марочного состава и формы сечения заготовки. Приведенные в настоящем разделе расчетные величины нагрузок получены с использованием данных по свойствам [26] (см. рис. 4.6) и, следовательно, находятся в области верхней границы значений нагрузок при обжатии.

Резюме

Границы участка мягкого обжатия зависят от химического состава разливаемой стали, скорости литья и температуры перегрева жидкого металла. Длина участка мягкого обжатия в большей степени определяется химическим составом и практически не зависит от температуры перегрева жидкого металла. Эффективность мягкого обжатия имеет место при содержании жидкой фазы в двухфазной зоне $\approx 0,7$ – $0,3$ и обусловлена интенсивностью усадочных процессов в этом интервале. Эффект мягкого обжатия обусловлен гидродинамикой расплава при сближении фронтов кристаллизации под действием роликов, осуществляющих мягкое обжатие. Относительно небольшое перемещение фронтов ведет к поддержанию ферростатического (правильнее гидродинамического) давления в двухфазной зоне, в результате чего питание расплава двухфазной зоны, представляющей совокупность «леса» дендритов и расплава между ними, заканчивается при меньшем содержании жидкой фазы в двухфазной зоне, способной к последующей усадке. Для обеспечения поддержания этого давления обжатие необходимо осуществлять с определенной скоростью, зависящей от протяженности участка мягкого обжатия и химического состава разливаемой стали. Скорость обжатия определяется с использованием математической модели для конкретного сортамента и эксплуатационных условий. Обжатие с меньшей скоростью дает ограниченный эффект обжатия или может оказаться безрезультатным, а с большей — может привести к росту деформаций на фронте кристаллизации и образованию трещин, о чем свидетельствуют модельные исследования напряженно-деформированного состояния непрерывнолитых заготовок при различных величинах обжатия. Расчетные исследования показали, что эффект подавления пор недостижим при позднем обжатии, т. к. развитые деформации закристаллизовавшейся заготовки имеют место в контактной с роликами зоне вблизи наружной поверхности и исчезающие малы в центральной части заготовки, где необходимо подавлять центральную ликвацию. Раннее обжатие, т. е. обжатие в зоне с достаточно высоким ферростатическим давлением при содержании жидкой фазы до 0,7, неэффективно, однако с точки зрения НДС неопасно при величинах обжатия в парах роликов до 0,6–0,8 мм. Ферростатическое давление даже уменьшает величину деформаций на фронте кристаллизации. В принципе, если суммарная длина обжимающих роликовых блоков превышает длину участка мягкого обжатия, может быть рекомендована настройка на раннее мягкое обжатие. Позднее мягкое обжатие также неопасно с точки зрения НДС, однако может приводить к бесполезному нагружению роликового аппарата.

Параметры мягкого обжатия индивидуальны для различного химического состава, скоростных режимов и сортамента, а следовательно, решение вопро-

сов технологии мягкого обжатия возможно только на основе математического моделирования всего процесса мягкого обжатия, начиная с гидродинамической работы, обусловленной перемещениями фронтов кристаллизации, заканчивая назначением в нужном месте на необходимой длине рациональной величины обжатия. При этом следует иметь в виду, что для гидродинамической работы механизма мягкого обжатия важно перемещение фронтов кристаллизации, а величина обжатия является только средством обеспечения необходимого перемещения. Величина обжатия очень дифференцирована по сортаменту, например, ранее было показано, что одинаковые перемещения фронтов кристаллизации для блюмовой и слябовой заготовок потребовали существенно различных величин обжатия в парах роликов, больших для обжатия блюмовых заготовок. Если иметь в виду только нагрузки от обжатия без учета ферростатического давления, то они зависят от толщины заготовки и температуры ребер и не зависят от ее ширины. С учетом ферростатического давления, которое на участке мягкого обжатия при содержании жидкой фазы менее 0,7 составляет 0,1–0,3 МПа, суммарные нагрузки на участке мягкого обжатия имеют неизменную тенденцию к росту с увеличением ширины. Максимальные нагрузки на ролики возможны при раннем и позднем мягким обжатии. В первом случае они обусловлены ферростатическим давлением, во втором — сопротивлением деформации закристаллизовавшейся заготовки. Конструирование роликовых блоков мягкого обжатия необходимо ориентировать именно на эти величины нагрузок, т. к. попадание в ситуации раннего и позднего обжатия в эксплуатации неизбежно из-за колебаний скорости литья, сортамента и ма-рочного состава от одной серии плавок к другой.

7.3. Автоматизированная система «Прогнозирование качества слябов»

Автоматизированная система прогнозирования качества слябов (АС ПКС) разработана совместно специалистами «Уралмаша» и ООО «Дата-Центр». В настоящее время система устанавливается на реконструированной МНЛЗ № 3 в кислородно-конвертерном цехе (ККЦ) Магнитогорского металлургического комбината.

Отличительные особенности системы:

- *полностью автоматизированный сбор данных от агрегатов ККЦ, подсистем МНЛЗ, темплетной лаборатории;*
- *непрерывное автоматическое дообучение* системы, при котором вся поступающая в процессе разливки информация обрабатывается компьютером и используется для совершенствования распознающих алгоритмов без участия человека.

Назначение АС ПКС

АС ПКС предназначена для прогноза пригодности заготовок для дальнейшего передела без их предварительного охлаждения и осмотра. На этой основе

сокращаются затраты живого труда на осмотр литых заготовок и энергоресурсов на повторный нагрев заготовок для последующей прокатки.

Наличие автоматизированного прогнозирования качества литых заготовок позволяет встраивать МНЛЗ в непрерывные технологические потоки с прямым горячим посадом заготовок в нагревательные печи прокатных производств, минуя склады. Это возможно только тогда, когда заготовки заведомо обладают требуемым качеством как поверхности, так и макроструктуры.

Использование ПКС в составе автоматизированной системы управления качеством заготовок способствует улучшению качества заготовок в целом, увеличивает производительность МНЛЗ и выход годного металла, улучшает условия труда эксплуатационного персонала.

Отливка бездефектных заготовок обеспечивается путем внедрения технологии управления качеством, при которой как подготовка металла, так и его разливка проводятся по эталонной отработанной технологии на исправной и настроенной МНЛЗ, причем все основные параметры процесса контролируются. Фиксируя отклонения параметров и проводя их соответствующую математическую обработку, можно сделать прогноз относительно качества получаемой заготовки: годная или возможно отклонение от требуемого качества.

Разрабатываемая АС ПКС является составной частью комплексной программы управления качеством заготовок, отливаемых на МНЛЗ. Она осуществляет автоматизированное прогнозирование качества каждой отрезанной от непрерывного слитка заготовки и выдачу заключения о ее годности для использования по заказу без предварительного осмотра — «ГОДЕН» или «ОСМОТР» — в случае, если прогнозируются отклонения от стандартного качества для заготовок данного заказа.

При выработке сигнала «осмотр» также определяется вид дефекта:

- поверхностные дефекты;
- неметаллические включения;
- внутренние дефекты макроструктуры.

По каждому из вышеназванных дефектов по ходу разливки формируются численные индексы в зависимости от действительных параметров процесса и степени их отклонения от задаваемой («эталонной») технологии. Индексы одного вида суммируются, и если сумма превысит определенную величину (порог), то системой ПКС должен вырабатываться сигнал «осмотр».

Принцип работы АС ПКС — применение экспертной системы, которая использует набор правил для принятия решения по каждой заготовке, исходя из сведений обо всей ее предыстории, начиная от выплавки стали, ее промежуточной обработки, данных о стальковше и промковше, заканчивая разливкой в кристаллизатор, вторичным охлаждением, работой системы вытягивания с учетом ее настройки и скоростных режимов.

Правила формируются системой автоматически (первичное обучение) путем компьютерной переработки данных о формировании каждого сляба и результатов анализа качества слябов, поступающих из темплеменной лаборатории, а также от АСУ ТП последующих стадий передела.

По мере накопления новой информации в период работы МНЛЗ, используемые правила корректируются с целью получения более точного решения по каждому отливаемому слябу (дообучение).

Помимо автоматического формирования правил предусмотрена возможность их анализа и пополнения технологом, для чего разработан удобный пользовательский интерфейс.

Основные подсистемы ПКС:

- подсистема формирования модели плавки, которая позволяет технологу сформировать «эталонную технологию» и механизм выявления отклонений;
- экспертная система определения качества, которая позволяет выполнять оценку качества выплавляемых слитков на основании отклонений, обнаруженных в течение плавки.

Рабочее место технолога представляет собой специализированную экспертную систему, позволяющую создать модель прогноза качества. Создание модели производится либо на базе типовой модели, либо «с нуля», на основании данных темплетной лаборатории. Система позволяет применить модель к данным предыдущих плавок, что позволяет выяснить ее корректность и эффективность.

В случае, если обнаружено, что данная модель недостаточно хорошо прогнозирует дефекты сляба, она может быть изменена технологом вручную, либо может быть выполнено ее автоматическое «дообучение» с использованием встроенного математического аппарата.

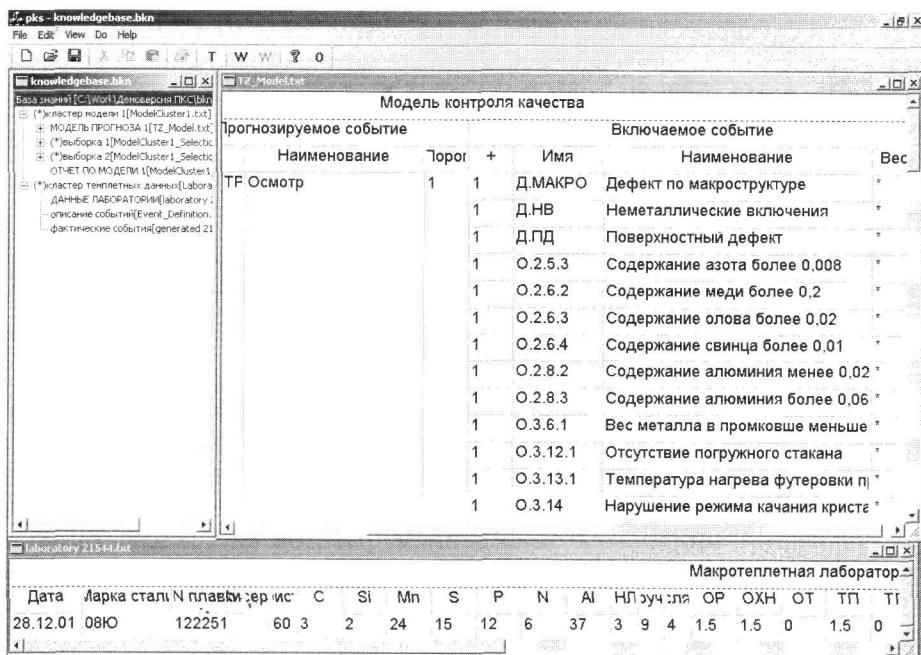


Рис. 7.28. Рабочее место технолога

Сервер прогноза качества обеспечивает обработку информации, поступающей из АСУ ТП в реальном масштабе времени, выполняет расчеты и передает данные о прогнозе на пульт оператора. В зависимости от технических условий, сервер может использовать различные модели прогноза для каждого ручья и доставлять данные о дефектах как на типовые пульты, так и обратно в АСУ ТП для последующего формирования паспорта плавки.

Основными компонентами ПКС с точки зрения пользователя являются:

- «база знаний», которая содержит информацию о моделях контроля качества, а также всю информацию, необходимую для разработки этих моделей;
- «модуль прогноза качества», основная функция которого — применение модели, хранящейся в базе знаний, к фактическим данным о плавке, с целью формирования информации о прогнозируемых дефектах;
- «модуль обучения», основное назначение которого — выполнение «дообучения» модели, содержащейся в базе знаний.

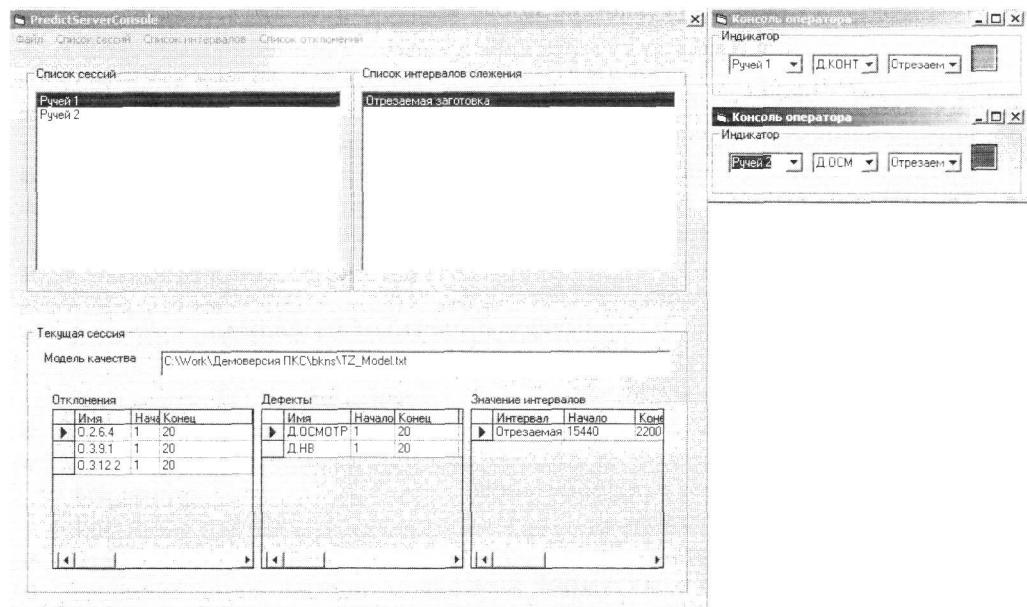


Рис. 7.29. Сервер прогноза качества и пульт операторов разливки

Внедрение АС ПКС

В настоящее время завершено математическое описание всех необходимых компонентов и АС ПКС программно реализована в виде единого приложения. В результате создания второго уровня АСУ ТП МНЛЗ организовано и проводится накопление данных для обучения системы ПКС.

Практически с момента пуска в эксплуатацию реконструированной МНЛЗ № 3, в систему ПКС постоянно вводятся сведения о работе агрегатов ККЦ и подсистем МНЛЗ, а также принимаются результаты анализа из темплетной лаборатории.

Сформирована модель контроля качества, построен алгоритм распознавания «годных» слябов. Проведенные испытания показали действительную возможность прогноза качества слябов на основе поступающей в систему информации. Выводы АС ПКС о вероятном качестве заготовок соответствуют результатам анализа темплетов

Ниже приводится *перечень входных данных* системы, которые в настоящее время реально используются при прогнозировании качества слябов. В дальнейшем этот перечень будет расширен (общее количество принимаемых АС ПКС входных сигналов практически неограниченно).

Конвертер:

- Способ подвода дутья в конвертер;
- Интенсивность донного дутья;
- Содержание окислов железа и марганца перед выпуском стали;
- Химический состав стали;
- Температура стали в стальковше после выпуска плавки.

Печь-ковш:

- Продолжительность продувки аргоном;
- Интенсивность продувки;
- Средний расход аргона;
- Температура металла после обработки;
- Суммарное содержание окислов железа и марганца в шлаке;
- Раскисление металла;
- Химический состав стали;
- Ограничения по вредным примесям и цветным металлам;
- Условное содержание фосфора;
- Содержание цветных металлов;
- Содержание газов в стали.

Установка порционного вакуумирования:

- Длительность обработки;
- Число циклов обработки;
- Остаточное давление в вакуумной камере;
- Температура стали после вакуумирования;
- Окончательное раскисление стали;
- Процентное содержание газов (H_2 ; N_2 ; O_2);
- Содержание процентное: S; P; C, Mn, Si;
- Химсостав стали; плюс к вышеназванным: (Cr; Ni; V; Mo; B, Nb; W).

Стальковш:

- Номер стальковша;
- Материал футеровки стальковша;
- Стойкость стальковша;
- Состав покровного шлака в ковше;
- Вес металла в стальковше;
- Соотношение шлак/металл в стальковше;

- Температура металла в стальковше;
- Попадание шлака из стальковша в промковш;
- Несоответствие марки шлакообразующей смеси.

Промковши:

- Температура стали в промковше;
- Вес (уровень) металла в промковше;
- Замена промковша;
- Стойкость промковша;
- Нагрев футеровки промковша;
- Марка шлакообразующей смеси;
- Смена стаканов;
- Граница плавок.

Кристаллизатор:

- Величина отклонения уровня;
- Скорость изменения уровня;
- Давление воды на подводах к стенкам кристаллизатора;
- Разность температур воды на входе и выходе из кристаллизатора по каждому контуру охлаждения;
- Частота качания;
- Отклонение движения кристаллизатора от заданной траектории во всех плоскостях;
- Стойкость кристаллизатора;
- Марки шлакообразующей смеси;
- Толщина стенки с учетом перестройки.

Зона вторичного охлаждения:

- Температура заготовки в конце ЗВО;
- Стабилизация давления охлаждающего воздуха по зонам вторичного охлаждения;
- Заданные расходы охлаждающей воды по зонам;
- Отклонение текущих расходов охлаждающей воды от заданных;
- Разливка со скоростью менее 0,5 м/мин;
- Соответствие режима вторичного охлаждения группе марок стали.

ЛИТЕРАТУРА

1. Яухола М., Кивеля Э., Коннтинен Ю., Лайтинен Э., Лоухенкили С. Динамическая модель системы охлаждения вторичной зоны для машины непрерывного литья заготовок // Сталь. 1995. № 2. С. 25–29.
2. Яухола М. и др. Конструкционные характеристики машины непрерывного литья слябов в компании «Раутарруукки» // Сталь. 1999. № 9. С. 52–54.
3. Хедль Х. Усовершенствованные концепции модернизации слябовых МНЛЗ // Сталь. 1999. № 9. С. 10–16.
4. Парфенов Е. П., Смирнов А. А., Кошкин А. В., Корзунин Л. Г. Динамическая система вторичного охлаждения для машины непрерывного литья заготовок // Металлург. 1999. № 11. С. 53–54.

5. Парфенов Е. П., Лобанов Е. П., Карлинский С. Е., Смирнов А. А., Айзин Ю. М., Куликов В. И. Автоматическое управление системой водовоздушного охлаждения сляба на МНЛЗ // Конструирование, расчет и исследование МНЛЗ криволинейного типа: Сб. / Свердловск: УЗТМ. 1989. С. 142–148.
6. Парфенов Е. П., Смирнов А. А. // Сталь. 1996. № 7. С. 21–22
7. Парфенов Е. П., Смирнов А. А., Антонов А. А. Вторичное охлаждение непрерывнолитых заготовок в переходных режимах: Труды Второго конгресса сталеплавильщиков / М. 1994. С. 317–318.
8. Парфенов Е. П., Смирнов А. А. Об управлении вторичным охлаждением слитка при работе МНЛЗ по динамическому режиму // Сталь. 1996. № 7. С. 21–22.
9. Патент РФ № 2185927 от 18.10.1999г. кл. 7 В 22 D 11/22, /Кошкин А. В., Парфенов Е. П., Лобанов Е. П., Смирнов А. А., Куроедов В. Д., Маевский В. В., опубл. 27.07.2002 г. Бюл. № 21.
10. Харсте К., Такке К. Г. Критерий расчета слябовых МНЛЗ с высокими требованиями к качеству непрерывнолитой заготовки // Черные металлы. 1998. №4. С. 24–31.
11. Харсте К., Клинтбайль И., Шлиц В., Вайер А., Хартман Р. Сооружение новой вертикальной МНЛЗ на заводе фирмы AGDER DULLINGER HUTTENWERKE // Черные металлы. 1998. № 4. С. 32–39.
12. Лопотышкин Н. Н. // Сталь. 1969. № 1. С. 23–26.
13. Поляков В. В., Великанов А. В. Основы технологии производства железнодорожных рельсов.— М.: Металлургия, 1990.— 416 с.
14. Ахтырский В. И. Исследование осевой ликвации при непрерывной разливке спокойной углеродистой стали. Автограф. дис. канд. техн. наук.— Харьков. 1968.— 130 с.
15. Нехедзи Ю. А. Стальное литье.— М.: Металлургия. 1948.— 766 с.
16. Борисов В. Т., Евтеев Д. П., Лебедев В. И. Основные направления непрерывной разливки заготовок, близких по размерам к готовой продукции // Черная металлургия России и стран СНГ в XXI в — М.: Металлургия. 1994, Т. 3, С. 182–183.
17. Izutani, M.; Soejima, T.; Saito, T.; Kobayasi, J.; Ayala, K.: Improvement of CC Slab Center Segregation. Concast Technology. Zurich, 12 / 1988.
18. Ламухин А. М., Зиборов А. В., Имгрунт В. Я. и др. Результаты испытания системы мягкого обжатия непрерывнолитого сляба с жидкой сердцевиной // Сталь. 2002. № 3. С. 57–59.
19. Борисов В. Т. Кристаллизация бинарного сплава при сохранении устойчивости// Докл. АН СССР. 1961. 136. № 3. 179.
20. Борисов В. Т. Двухфазная зона при кристаллизации сплава в нестационарном режиме// Докл. АН СССР. 1962. 142. № 3. 581.
21. Журавлев В. А. О макроскопической теории кристаллизации сплавов// Изв. АН СССР. Металлы. 1975. № 5.
22. Журавлев В. А. Численное исследование кристаллизации сплавов с позиций квазиравновесной диаграммы состояния Т-С-Р// Изв. АН СССР, Металлы, 1976, № 1.
23. Зовка Э., Адре Б., Берtram Р., Ржепчик Х. Модернизация установки непрерывного литья бломов на заводе фирмы «Тиссен Шталь» в Дуйсбурге // Черные металлы. 1995. Октябрь. С. 33–38.
24. Целиков А. И. Теория расчета усилий в прокатных станах.— М.: Металлургиздат. 1962.— 494 с.
25. Соколовский В. В. Теория пластичности.— М.: Государственное издательство технико-теоретической литературы. 1950.— 396 с.
26. Нисковских В. М., Карлинский С. Е., Беренов А. Д. Машины непрерывного литья слябовых заготовок.— М.: Металлургия. 1991.— 272 с.
27. Андреюк Л.В. Аналитическая зависимость сопротивлению деформации металла от температуры, скорости и степени деформации // Сталь. 1972. № 9.

8. ТЕРМОНАПРЯЖЕННОЕ СОСТОЯНИЕ, ДОЛГОВЕЧНОСТЬ И РАЦИОНАЛЬНОЕ ОХЛАЖДЕНИЕ РОЛИКОВ МНЛЗ

Для вращающихся роликов характерны периодически повторяющиеся нагревы при контакте со слитком. Циклические теплосмены и возникающие при этом температурные напряжения являются причиной возникновения на их поверхности сетки термоусталостных трещин, которые появляются через 1—2 месяца непрерывной работы. Под действием изгибных знакопеременных напряжений, которые обусловлены действием на вращающийся ролик механических нагрузок от ферростатического давления, правки и др., трещины, ориентированные по нормали к образующей, развиваются до критической длины (глубины), после чего происходит хрупкийлом ролика [1, 2].

Второй особенностью работы роликов является коррозионное воздействие на их поверхность среды, в которой работают ролики на участке МНЛЗ с форсуночным охлаждением слитка. Несмотря на более низкие по сравнению с валками прокатных станов нагрузки, величина изнашивания роликов значительна, что, по мнению авторов [3, 4], объясняется корродированием рабочей поверхности (бочек) роликов, ускоряющим процесс изнашивания.

Указанные повреждения роликов ограничивают их ресурс и диктуют необходимость частых замен роликовых секций, что сопряжено с простоями в предупредительных ремонтах и большим расходом легированной стали. В России и за рубежом осуществляется постоянный поиск путей усовершенствования конструкций роликов, и в настоящее время в мировой практике непрерывной разливки накоплен большой опыт их конструирования.

8.1. Термонапряженное состояние и циклическая долговечность роликов МНЛЗ

Работа роликов МНЛЗ характеризуется циклическими температурными и механическими нагрузками. Первые обусловлены периодическими контактами участков наружной поверхности роликов с поверхностью слитка. При этом имеют место периодические технологические замедления скорости литья, реже —

вынужденные остановки, при которых температура поверхности роликов в месте контакта повышается (см. рис. 4.22), прочностные свойства материала ролика снижаются, а в поверхностном слое возникают остаточные напряжения и деформации [5]. В результате стеснения нагретых в зоне контакта со слитком поверхностных слоев материала роликов возникают температурные деформации и напряжения, при этом величина остаточных напряжений зависит от продолжительности остановки, в результате чего имеет место циклическое асимметричное нагружение с суммированием повреждений по режимам. 80—90% времени ролики работают в режиме литья с основной рабочей скоростью, среднее значение которой на российских МНЛЗ можно принять равным 1 м/мин, а остальные 10—20% составляют переходные режимы с пониженной скоростью 0,1—0,2 м/мин. В переходных режимах размах температурных напряжений может существенно увеличиваться, а после выхода из этих режимов в поверхностном слое роликов имеют место остаточные напряжения. Максимальными являются осевые температурные напряжения σ_{zz} (в направлении продольной оси ролика), приводящие к возникновению поперечных трещин, ориентированных по окружности ролика. Вторыми по величине являются окружные $\sigma_{\phi\phi}$, приводящие к образованию трещин в направлениях, параллельных образующим роликов (рис. 8.1).

Трещины, ориентированные в окружном направлении, получают дальнейшее развитие по направлению к оси ролика под действием знакопеременных изгибных напряжений от нагрузки со стороны слитка и при достижении критической длины (глубины) может произойти хрупкий долом (рис. 8.2).

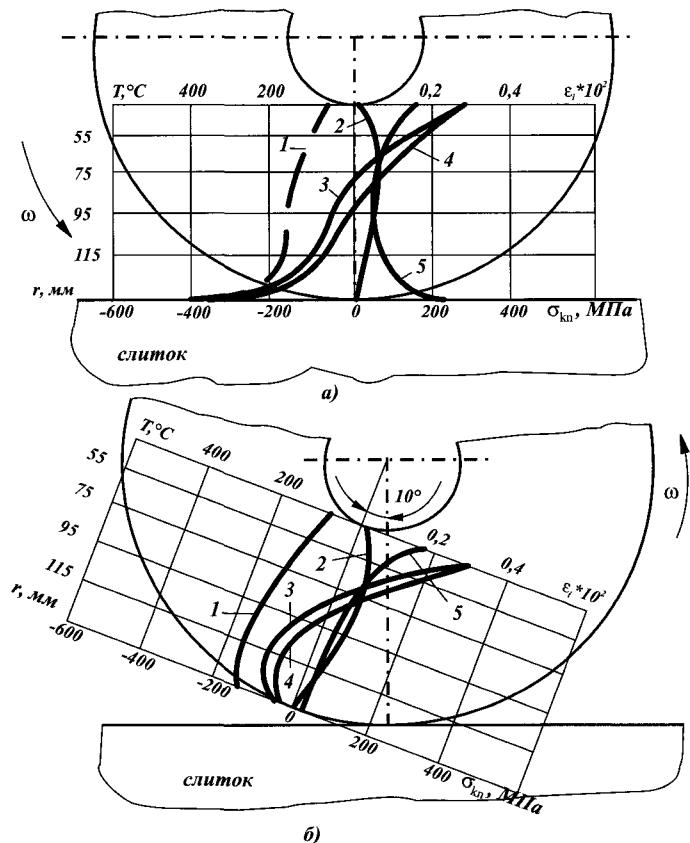


Рис. 8.1. Распределение температуры, температурных напряжений и деформаций по Мизессу в толстостенном ролике диаметром 270 мм в зоне контакта со слитком (а) и в зоне с минимальным значением температуры на наружной поверхности (б):

1 — T ; 2 — σ_r ; 3 — $\sigma_{\phi\phi}$; 4 — σ_{zz} ; 5 — ϵ

Таким образом, процесс усталостного разрушения бочек роликов является трехстадийным: на первой стадии образования макротре-

шин главной причиной являются циклические осевые и окружные температурные напряжения, результатом которых является образование сетки трещин разгара глубиной до 0,5–1,5 мм. По мере продвижения устья трещины от поверхности по направлению к оси ролика температурные напряжения резко снижаются, и главную роль, с учетом концентрации напряжений в дальнейшем развитии трещины начинают играть напряжения от изгиба с вращением. Вторая стадия заканчивается образованием трещины критической длины (глубины), после чего следует третья стадия, протекающая лавинообразно (хрупкий длом).

Средний ресурс до списания роликов N_{cp} следует определять по формуле [2]:

$$N_{cp} = N_1 + N_2, \quad (8.1)$$

где N_1 — число циклов до образования сетки разгара;

N_2 — число циклов до образования трещины критической глубины.

Принимая линейную гипотезу суммирования повреждений для всего спектра скоростей литья (рис. 8.3), определим величину N_1 по формуле:

$$N_1 = N_1^0 \cdot \xi_1, \quad (8.2)$$

где N_1^0 — число циклов до образования сетки трещин разгара при литье с основной скоростью;

ξ_1 — коэффициент, учитывающий условия сечки литья при уп-

аде M_0^I — число циклов до обра-

$$M^I = M_0^I \cdot \xi^I \quad (8.3)$$

зования сетки трещин разгара при скорости литья M^I по формуле:

для скобок $M^I = M_0^I$ по формуле:

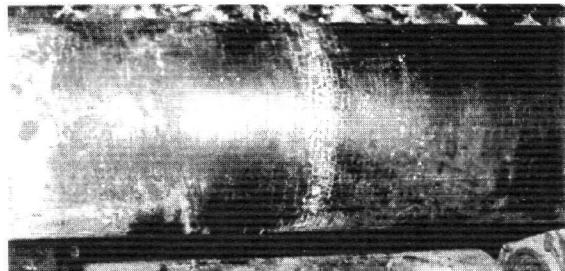
для скобок $M^I = M_0^I \cdot \xi^I$ по формуле:

для скобок $M^I = M_0^I \cdot \xi^I$ по формуле:

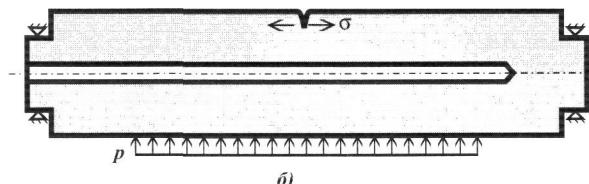
$$M^I = M_0^I + M_0^{I^*} \quad (8.4)$$

Сечение бесскобок по списанию роликов M^I снималось по формуле [5]:

для скобок $M^I = M_0^I$ по формуле:

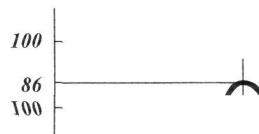


a)



b)

Рис. 8.2. Сетка трещин под действием температурных напряжений (a) и схема развития трещин под действием изгибных напряжений от нагрузки слитка (б)



шин главной причиной являются циклические осевые и окружные температурные напряжения, результатом которых является образование сетки трещин разгара глубиной до 0,5–1,5 мм. По мере продвижения устья трещины от поверхности по направлению к оси ролика температурные напряжения резко снижаются, и главную роль, с учетом концентрации напряжений в дальнейшем развитии трещины начинают играть напряжения от изгиба с вращением. Вторая стадия заканчивается образованием трещины критической длины (глубины), после чего следует третья стадия, протекающая лавинообразно (хрупкий долом).

Средний ресурс до списания роликов N_{cp} следует определять по формуле [2]:

$$N_{cp} = N_1 + N_2, \quad (8.1)$$

где N_1 — число циклов до образования сетки разгара;

N_2 — число циклов до образования трещины критической глубины.

Принимая линейную гипотезу суммирования повреждений для всего спектра скоростей литья (рис. 8.3), определим величину N_1 по формуле:

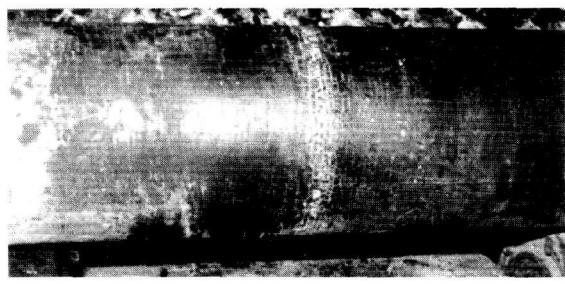
$$N_1 = N_1^0 \cdot \xi_1, \quad (8.2)$$

где N_1^0 — число циклов до образования сетки трещин разгара при литье с основной скоростью;

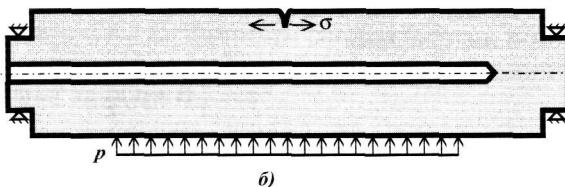
ξ_1 — коэффициент, учитывающий соотношение времени литья с основной скоростью и времени технологических замедлений;

$$\xi_1 = \frac{1 + \sum_{i=1}^n \frac{v_i \cdot \eta_i}{v_0 \cdot \eta_0}}{1 + \sum_{i=1}^n \frac{v_i \cdot \eta_i}{v_0 \cdot \eta_0} \frac{N_1^0}{N_1^i}}, \quad (8.3)$$

где v_0 и v_i — основная скорость литья и скорость при технологических замедлениях, соответственно, м/мин;



а)



б)

Рис. 8.2. Сетка трещин под действием температурных напряжений (а) и схема развития трещин под действием изгибных напряжений от нагрузки слитка (б)

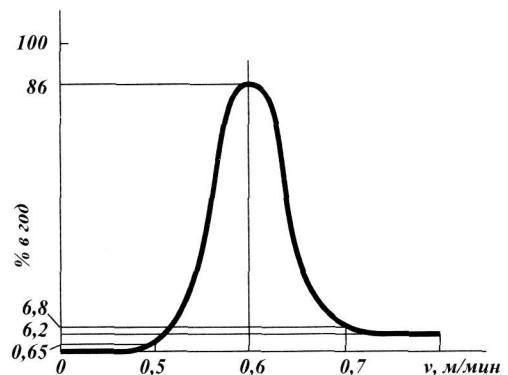


Рис. 8.3. Спектр скоростей за год работы МНЛЗ НЛМК [2] (80-е годы)

- η_0 и η_i — процент годового времени работы со скоростью v_0 и v_i , соответственно, рис. 8.3;
 N_l^i — число циклов до возникновения сетки трещин при литье со скоростью v_i .

В [2] рекомендуется рассчитывать число циклов до образования сетки разгара по зависимостям Коффина-Мэнсона, использование которых требует знания коэффициентов, характеризующих термоусталостную стойкость материала роликов, определяемых на установках типа Коффина. Ввиду того что данные по ним в литературе, как правило, отсутствуют, число циклов N_l^i и N_l^0 может быть определено по зависимостям [6], в которые входят значения предела прочности и коэффициента относительного сужения, имеющиеся в справочной литературе:

$$\epsilon = \frac{2}{3} (1 + \mu) \frac{G}{E} N^\gamma + MN^z, \quad (8.4)$$

где:

$$G = \frac{9}{4} \sigma_e \left(\frac{S_k}{\sigma_e} \right)^{0.9}; \quad (8.5)$$

$$\gamma = -0,083 - 0,166 \lg \left(\frac{S_k}{\sigma_e} \right); \quad (8.6)$$

$$M = 0,827 D_\pi \left[1 - 82 \left(\frac{\sigma_e}{E} \right) \left(\frac{S_k}{\sigma_e} \right)^{0.179} \right]^{1/3}; \quad (8.7)$$

$$z = -0,52 - \frac{1}{4} \lg D_\pi + \frac{1}{3} \lg \left[1 - 82 \left(\frac{\sigma_e}{E} \right) \left(\frac{S_k}{\sigma_e} \right)^{0.179} \right]; \quad (8.8)$$

$$S_k = \sigma_e (1 + 1,35\psi); \quad (8.9)$$

$$D_\pi = -\ln(1 - \psi); \quad (8.10)$$

- μ — коэффициент Пуассона;
 σ_e — предел прочности, МПа;
 S_k — истинное сопротивление разрыву, МПа;
 E — модуль упругости, МПа;
 ψ — коэффициент относительного сужения в относительных единицах.

В формуле (8.4) ϵ соответствует размаху деформации по Мизесу в цикле, N соответствует числу циклов до образования сетки трещин при основной скорости и скорости при замедлении.

Для того чтобы воспользоваться формулами (8.2) и (8.3), необходимо выполнить по формулам (8.4)–(8.10) расчеты $N = N_l^0$ и $N = N_l^i$ для двух скоростей: основной и при замедлении, принимая значения σ_e и ψ соответствующими максимальным температурам в соответствующих циклах нагружения, при этом подставляются значения размахов деформаций, соответствующих основной скорости и скорости при замедлении. Количество циклов N_2 до образования тре-

щины критической глубины l_{kp} при постоянной скорости литья с использованием линейной механики разрушения может быть определено по формуле [2]:

$$N_2 = \frac{2}{(n-2) \cdot C_0 \cdot F_M^n \cdot \sigma_0^n} \left(\frac{1}{l_H^{n-2}} - \frac{1}{l_K^{n-2}} \right), \quad (8.11)$$

где: C_0 и n — опытные константы, характеризующие скорость распространения трещины в материале, полученные при испытании образцов с надрезами (для оценочных расчетов $C_0 = 0,98 \cdot 10^{-8}$, $n = 2,1$ [2]);

- l_H — глубина трещины, достигнутая на второй стадии ($l_H = 1,5$ мм);
- F_M — постоянная, которую следует принять равной 2,5;
- σ_0 — максимальные механические растягивающие напряжения на поверхности ролика за оборот.

Предельную (критическую) глубину трещины следует определять по формуле [2]:

$$l_K = 0,16 \frac{K_{IC}^2}{\sigma_{kp}^2}, \quad (8.12)$$

где $K_{IC} = 1900 \div 3500$ Н/мм^{3/2} — критический коэффициент интенсивности напряжений для материала ролика или поверхностного слоя ролика;

σ_{kp} — наибольшее кратковременно действующее напряжение на поверхности ролика от механических нагрузок, возникающее при каких-либо отклонениях от технологического режима, Н/мм².

Значения N_2 для всего спектра скоростей при условии, что величина σ_0 при изменении скорости литья существенно непостоянна, следует определять по формуле:

$$N_2 = \frac{2}{(n-2) \cdot C_0 \cdot F_M^n \cdot \sigma_0^n} \left(\frac{1}{l_H^{n-2}} - \frac{1}{l_K^{n-2}} \right) \cdot \xi_2, \quad (8.13)$$

где ξ_2 — коэффициент, учитывающий спектр скоростей.

Коэффициент ξ_2 следует определять по формуле:

$$\xi_2 = \frac{1 + \sum_{i=1}^n \frac{v_i \cdot \eta_i}{v_0 \cdot \eta_0}}{1 + \sum_{i=1}^n \frac{v_i \cdot \eta_i}{v_0 \cdot \eta_0} \left(\frac{\sigma_i}{\sigma_0} \right)^n}, \quad (8.14)$$

где $\sigma_0 = \sigma_a$ — напряжение от механических нагрузок при основной скорости литья;

$\sigma_i = \sigma_a$ — напряжение от механических нагрузок при скорости литья v_i .

Средний ресурс t_K до списания роликов в годах за N_0 циклов следует определять по формуле:

$$t_K = \frac{N_{cp}\pi D}{n_{ns} \cdot t_{ns} \cdot \sum_{i=0}^n v_i n_i}, \quad (8.15)$$

где $N_{cp}\pi D$ — длина отлитого за это время слитка, м;

n_{ns} — число плавок, отлитых за год работы;

t_{ns} — среднее время литья одной плавки, мин.

Для расчета деформации по Мизесу по формуле (8.4) выполняется расчет термонапряженного состояния ролика, включающий решение системы уравнений теплопроводности для вращающегося ролика и интегродифференциальных уравнений на основе принципа минимума потенциальной энергии, синтезирующих уравнения равновесия, физические и геометрические уравнения для термонагруженного ролика [7, 8]. Для определения напряжений от изгиба с вращением могут быть использованы расчетные методики из сопромата.

Система уравнений теплопроводности для вращающегося ролика имеет вид:

$$\frac{1}{a_i} \frac{\partial T_i}{\partial \tau} + \frac{\omega_p}{a_i} \frac{\partial^2 T_i}{\partial \varphi} = \frac{\partial^2 T_i}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T_i}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \left(\frac{\partial^2 T_i}{\partial \varphi^2} \right), \quad i = 1, 2, \quad (8.16)$$

где a_i — коэффициент температуропроводности;

τ — время;

r, φ — полярные координаты (радиус и угол поворота);

ω_p — угловая скорость вращения ролика;

i — индекс, значение которого указывает на принадлежность бандажу ($i = 1$) или оси (основе) ролика ($i = 2$).

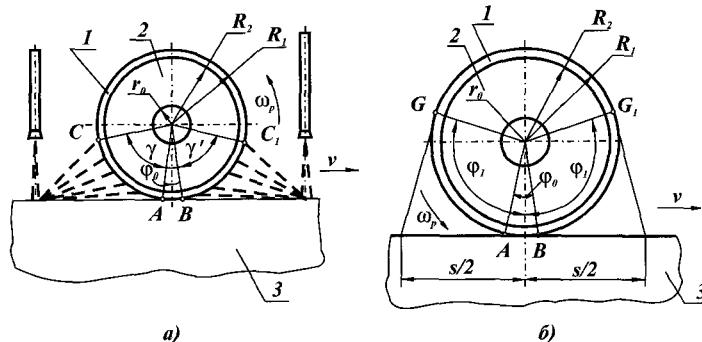


Рис. 8.4. Схемы для расчета температурного поля ролика на участке с водяным охлаждением слитка (а) и на участке с воздушным охлаждением слитка (б): 1 — бандаж; 2 — ось; 3 — слиток

Следует выделять два типа роликов, различающихся по виду охлаждения: ролики на участке с форсуночным охлаждением слитка, охлаждаемые изнутри и снаружи, и ролики на участке с воздушным охлаждением слитка, охлаждаемые только изнутри. Схемы для расчета обоих типов роликов приведены на рис. 8.4.

На наружной поверхности ролика задаются следующие граничные условия:

$$-\lambda_1 \frac{\partial T_j}{\partial r} \Big|_{R_1} = \alpha_j (T_1 - T_j) \Big|_{R_1} - \delta_{4j} q, \quad j = 3, 4, 5, \quad (8.17)$$

где λ_1 — коэффициент теплопроводности материала бандажа;

α_j — коэффициент теплоотдачи;

j — индекс, определяющий условия теплообмена;

$j = 3$ — теплообмен со слитком на поверхности контакта ролика со слитком;

- $j = 4$ — теплообмен с воздухом;
- $j = 5$ — теплообмен с наружной водовоздушной смесью;
- q — тепловой поток от излучения с поверхности слитка;
- r — текущее значение радиуса ролика;
- $\delta_{4j} = 1$ при $j = 4$; $\delta_{4j} = 0$ при $j \neq 4$.

При $0 \leq \phi \leq \phi_0/2$ и $2\pi - \phi_0/2 \leq \phi \leq 2\pi$ на дуге AB происходит контактная теплопередача от слитка к ролику (отсчет угла ϕ по часовой стрелке от нормали в точке контакта). Длина дуги контакта определяется из решения задачи Прандтля или Соколовского о вдавливании плоского или круглого штампа в жестко-пластическое тело [9]. В диапазоне действующих на ролики нагрузок длина дуги контакта мала и оба решения дают одинаковые результаты. Будем определять длину дуги контакта из решения Прандтля по формуле:

$$l = \frac{2 \cdot P}{\sigma_s(2+\pi)b_1}, \quad (8.18)$$

где l — длина дуги контакта, м;

P — нагрузка на ролик, Н;

σ_s — предел текучести материала слитка при температуре T_1 , н/м²;

b_1 — ширина слитка, м.

По данным термометрирования, выполненного на «Уралмаше» на модели ролика, прижатого с усилием к нагретой в печи до $T = 950^\circ\text{C}$ заготовке, определена зависимость значений α_3 от времени остановки. При литье с постоянной скоростью $\alpha_3 = 4500 \text{ Вт}/\text{м}^2\text{K}$, при $0 < \tau \leq 1 \text{ мин}$ $\alpha_3 = 4500 + 650\tau$, при $\tau > 1 \text{ мин}$ $\alpha_3 = 5150 \text{ Вт}/\text{м}^2\text{K}$.

При $\phi_0/2 < \phi \leq \gamma$ на дуге AC и при $2\pi - \gamma' \leq \phi < 2\pi - \phi_0/2$ на дуге BC_1 (рис. 8.4, а) наружная поверхность ролика охлаждается отраженной от слитка водовоздушной смесью. Коэффициент конвективного теплообмена $\alpha_5 = 296,5L^{-0,27}$, где L — расстояние от мениска до ролика в метрах.

При $\gamma < \phi < 2\pi - \gamma'$ на дуге CC_1 (рис. 8.4, а) и при $\phi_0/2 < \phi < 2\pi - \phi_0/2$ на дуге BG_1GA (рис. 8.4, б) происходит конвективный теплообмен с воздухом. В соответствии с рекомендациями авторов [10] принимается следующая кусочно-линейная зависимость α_4 от температуры:

при $0^\circ\text{C} \leq T \leq 400^\circ\text{C}$

$$\alpha_4 = B_0(0,375 \cdot 10^{-3}T_1 + 0,12), \quad (8.19)$$

при $400^\circ\text{C} < T \leq 900^\circ\text{C}$

$$\alpha_4 = B_0(1,46 \cdot 10^{-3}T_1 + 0,314), \quad (8.20)$$

где $B_0 = 120 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$.

При $\phi_1 - \phi_0/2 < \phi \leq \phi_1$ на дуге AG и $2\pi - \phi_1 \leq \phi \leq 2\pi - \phi_0/2$ на дуге BG_1 (рис. 8.4, б) осуществляется теплообмен излучением с поверхности слитка. Тепловой поток задается в соответствии с известным законом Стефана-Больцмана [11]:

$$q = \varepsilon_1 \cdot \varepsilon_3 \cdot C_0 \cdot m \cdot (T_3^4 - T_1^4),$$

где $\varepsilon_1, \varepsilon_3$ — степень черноты поверхности слитка и ролика;

$C_0 = 5,7 \cdot 10^{-8} \text{ Вт}/\text{м}^2\text{K}^4$ — константа Стефана-Больцмана;

- T_3 и T_1 — температура поверхности слитка и ролика, соответственно, К;
 m — коэффициент, который может быть вычислен по формуле:

$$m = 0,5 \cdot \left(1 + \frac{a_0 \cdot \cos \varphi_1 - \sin \varphi_1}{\sqrt{1-a_0^2}} \right),$$

$$a_0 = \frac{\frac{b}{R_1} - \sin \varphi_1}{1 - \cos \varphi_1},$$

$$\varphi_1 = 2 \operatorname{arctg} \left(\frac{s}{2R_1} \right), \quad (8.21)$$

где $s/2$ — половина расстояния между осями роликов, м;

R_1 — наружный диаметр ролика, м.

Границные условия на поверхности канала охлаждения:

$$-\lambda_2 \frac{\partial T_2}{\partial r} \Big|_{r_0} = \alpha_6 (T_2 - T_6) \Big|_{r_0}, \quad (8.22)$$

где T_6 — температура воды в канале охлаждения;

α_6 — коэффициент теплоотдачи на поверхности канала (определяется по формуле (2.5)).

Условия теплового контакта бандажа с осью ролика запишем в виде:

$$\lambda_1 \frac{\partial T_1}{\partial r} \Big|_{R_2} = \lambda_2 \frac{\partial T_2}{\partial r} \Big|_{R_2}, \quad (8.23)$$

$$\lambda_2 \frac{\partial T_2}{\partial r} \Big|_{R_2} = \alpha_7 (T_1 - T_2) \Big|_{R_2}, \quad (8.24)$$

где α_7 — коэффициент теплоотдачи на поверхности соприкосновения бандажа с основой, определяется в зависимости от величины натяга [11]. При расчете небандажированных роликов следует принять $\alpha_7 = 10^5 - 10^6 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$, что соответствует идеальному тепловому контакту.

Обозначения R_1 , r_0 , R_2 показаны на рис. 8.4.

Начальные условия имеют вид:

$$T_i^0 = \text{const}, \quad (8.25)$$

где T_i^0 — начальная температура.

Средняя температура ролика или оси ролика и бандажа рассчитываются по формулам:

$$T_{cp1} = \frac{1}{\pi \cdot (R_1^2 - R_2^2)} \int_0^{2\pi R_1} \int_{R_2} T_1 r \cdot dr d\varphi, \quad (8.26)$$

$$T_{cp2} = \frac{1}{\pi \cdot (R_2^2 - r_0^2)} \int_0^{2\pi R_2} \int_{r_0} T_2 r \cdot dr d\varphi. \quad (8.27)$$

Температурные кривизны роликов и бандажей в направлении двух координатных осей: y (нормаль к поверхности слитка) и x (в направлении движения слитка) определяются по формулам:

$$\left[\frac{1}{\rho_x} \right]_1 = \frac{\alpha \int_0^{2\pi R_1} \int_{R_2} T_1 y r \cdot dr d\phi}{\int_0^{2\pi R_1} \int_0^y y^2 r \cdot dr d\phi}, \quad (8.28)$$

$$\left[\frac{1}{\rho_x} \right]_2 = \frac{\alpha \int_0^{2\pi R_2} \int_{R_1} T_2 y r \cdot dr d\phi}{\int_0^{2\pi R_2} \int_0^n y^2 r \cdot dr d\phi}, \quad (8.29)$$

$$\left[\frac{1}{\rho_y} \right]_1 = \frac{\alpha \int_0^{2\pi R_1} \int_{R_2} T_1 x r \cdot dr d\phi}{\int_0^{2\pi R_1} \int_0^{R_2} x^2 r \cdot dr d\phi}, \quad (8.30)$$

$$\left[\frac{1}{\rho_y} \right]_2 = \frac{\alpha \int_0^{2\pi R_2} \int_{R_1} T_2 x r \cdot dr d\phi}{\int_0^{2\pi R_2} \int_0^n x^2 r \cdot dr d\phi}, \quad (8.31)$$

где $\left[\frac{1}{\rho_x} \right]_{1,2}$ и $\left[\frac{1}{\rho_y} \right]_{1,2}$ — температурные кривизны бандажа и оси в направлении осей ОХ и ОY, 1/m;

$$\begin{cases} X = r \cos \varphi, \\ Y = r \sin \varphi. \end{cases}$$

Интегрирование в формулах (8.26)–(8.31) выполняется численно.

По расчетным значениям температурной кривизны рассчитываются температурные прогибы по формуле:

$$f_i = \frac{1}{2\rho_i} \left(\frac{b^2}{4} - Z^2 \right) + n \operatorname{tg} \left(\frac{b}{2\rho_i} \right), \quad (8.32)$$

где n — расстояние от центра подшипниковой опоры до торца слитка, м;

b — ширина слитка, м;

Z — расстояние от середины бочки ролика до сечения, в котором определяется прогиб, м;

$\left[\frac{1}{\rho_i} \right]$ — температурная кривизна, $i = x, y$, 1/m.

Плотность теплового потока на поверхности определяется по температурному полю:

$$q = -\lambda \left. \frac{\partial T}{\partial r} \right|_{r=R_1}, \text{ Вт/м}^2. \quad (8.33)$$

Линейная плотность теплового потока на поверхности канала охлаждения ролика определяется по формуле:

$$Q = 2\pi r_0 q, \text{ Вт/м.} \quad (8.34)$$

Расход воды из уравнения теплового баланса рассчитывается:

$$R = \frac{Q}{c \cdot \Delta t}, \quad (8.35)$$

где R — расход воды, кг/сек на 1 м длины бочки ролика;
 $c = 4,1868 \text{ кДж/(кг} \cdot \text{К)}$ — теплоемкость воды;
 Δt — перепад температур на входе и выходе, $^{\circ}\text{C}$.

В основу алгоритма расчета напряженно-деформированного состояния положена следующая система уравнений:

1) уравнения статического равновесия в соответствии с принципом виртуальных перемещений:

$$\iint_S \sigma_{kn} \delta \varepsilon_{kn} dS - \int_{L_1} P_k \delta U_k dL - \int_{L_2} P_k \delta U_k dL = 0, \quad (8.36)$$

где: σ_{kn} и ε_{kn} — компоненты тензоров напряжений и деформаций;
 P_k, U_k — компоненты векторов нагрузок и перемещений;
 S, L_1, L_2 — площадь и длины окружностей наружного и внутреннего контуров рассматриваемых кольцевых областей поперечно-го сечения ролика, $k = r, \phi; n = r, \phi$;

2) уравнения Коши:

$$\varepsilon_{kn} = \frac{1}{2} (U_{k,n} + U_{k,n}); \quad (8.37)$$

3) физические уравнения (соотношения Генки):

$$\varepsilon_{kn} = \frac{\psi_n}{2G} (\sigma_{kn} - \delta_{kn} \sigma_{cp}) + \delta_{kn} \left(\frac{\sigma_{cp}(1-2\mu)}{E} + \alpha T_i \right), \quad (8.38)$$

где: ψ_n — параметр пластичности;
 G — модуль сдвига, МПа;
 σ_{cp} — среднее напряжение, МПа;
 E — модуль упругости, МПа;
 μ — коэффициент Пуассона;
 αT_i — тепловое расширение ($i = 1, 2$);
 $\delta_{kn} = 1$ при $k = n$; $\delta_{kn} = 0$ при $k \neq n$;
 $k = r, \phi; n = r, \phi$ при расчете плосконапряженного состояния;
 $k = r, \phi, z; n = r, \phi, z$ при расчете плоскодеформированного состояния;

4) функциональная зависимость между интенсивностями напряжений и деформаций для упрочняющегося материала, диаграмма растяжения которого аппроксимирована двумя наклонными прямыми:

$$\sigma = E \varepsilon, \text{ при } \sigma < \sigma_T; \quad (8.39)$$

$$\sigma = E \left[1 - \left(1 - \frac{\varepsilon_T}{\varepsilon} \right) \left(1 - \frac{E_1}{E} \right) \right] \varepsilon, \text{ при } \sigma \geq \sigma_T, \quad (8.40)$$

где: σ, ε — напряжение и деформация по Мизесу;

- ε_T — деформация, соответствующая пределу текучести σ_T ;
- E — тангенс угла наклона первого участка диаграммы;
- E_1 — тангенс угла наклона второго участка диаграммы.

Величина E_1 определяется из диаграммы деформирования.

Для плоскодеформированного состояния выражение для σ в полярной системе координат имеет вид:

$$\sigma = \frac{\sqrt{2}}{2} \sqrt{(\sigma_{rr} - \sigma_{\varphi\varphi})^2 + (\sigma_{\varphi\varphi} - \sigma_{zz})^2 + (\sigma_{zz} - \sigma_{rr})^2 + 6\tau_{r\varphi}^2}. \quad (8.41)$$

Для плосконапряженного состояния выражение для σ имеет вид:

$$\sigma = \sqrt{(\sigma_{rr} - \sigma_{\varphi\varphi})^2 + 4\tau_{r\varphi}^2}. \quad (8.42)$$

Оевые напряжения σ_{zz} в разделенном в осевом направлении бандаже равны нулю, а в основе и длинном бандаже в соответствии с [8]:

$$\sigma_{zz} = \sigma_{\varphi\varphi} + \sigma_{rr}. \quad (8.43)$$

Ввиду того, что главной причиной образования термоусталостных макротрещин являются циклические температурные напряжения в наружном слое ролика [2], механическими нагрузками на контурах поперечных сечений бандажа и основы пренебрегаем, при этом граничные условия имеют вид:

$$P'_k = \sigma_{kn} l_n = 0, \quad (8.44)$$

где P'_k — поверхностные силы на контурах.

Решение системы уравнений (8.36)–(8.40) с граничными условиями (8.44) осуществляется методом конечных элементов, при этом решение указанных уравнений (8.36)–(8.40) и (8.44) сводится к разрешающей системе линейных алгебраических уравнений:

$$\sum_r \{[B]^r\}^T [D]^r [S^r] \{q\}^r = \sum_r \{[B]^r\}^T [D]^r [\varepsilon_0]^r S^r, \quad (8.45)$$

где: $[B]^r$ — матрица координатных функций;
 $[D]^r$ — матрица упругости;
 $[\varepsilon_0]^r$ — матрица теплового расширения;
 $\{q\}^r$ — вектор узловых перемещений;
 S^r — площадь элемента с индексом « r ».

Для реализации упругопластического решения используется метод переменных параметров упругости [13].

Уравнения деформационной теории пластичности (8.36)–(8.40) справедливы для простого нагружения, когда напряжения и деформации изменяются пропорционально одному и тому же параметру. В ролике в общем случае нагружение является сложным: в зоне контакта происходит активная нагрузка с увеличением σ и ε , а вне зоны контакта — разгрузка с уменьшением σ и ε , и такое чередование повторяется с каждым оборотом. Однако, учитывая, что после выхода из зоны контакта во всех точках, лежащих на каком-либо зафиксированном луче сетки происходит уменьшение напряжений и деформаций, т. е. разгрузка, указанными уравнениями деформационной теории пластичности можно воспользоваться, применяя следующую процедуру:

1) по уравнениям (8.36)–(8.40) производится упругопластический расчет напряжений и деформаций $\bar{\sigma}_{kn}$, $\bar{\varepsilon}_{kn}$ в узлах сетки, соответствующих распределению температур для какого-либо момента времени;

2) осуществляется полная разгрузка до исходного состояния в предположении, что материал при разгрузке следует закону Гука, для этого используется упругий расчет на первом шаге метода переменных параметров упругости, а полученные для соответствующих узлов сетки упругие напряжения и деформации σ_{kn}^* , ε_{kn}^* вычтутся из $\bar{\sigma}_{kn}$, $\bar{\varepsilon}_{kn}$ и получаются остаточные:

$$\sigma_{kn}^0 = \bar{\sigma}_{kn} - \sigma_{kn}^*, \quad (8.46)$$

$$\varepsilon_{kn}^0 = \bar{\varepsilon}_{kn} - \varepsilon_{kn}^*; \quad (8.47)$$

3) поскольку при вращении ролика каждый из лучей сетки последовательно оказывается в положении соседнего, следующего за соседним и т. д., найденные значения остаточных напряжений и деформаций $(\sigma_{kn}^0)_{\max}$, $(\varepsilon_{kn}^0)_{\max}$, соответствующие узлу сетки на пересечении некоторого луча и концентрической окружности с максимальными интенсивностями остаточных деформаций, складываются с компонентами напряжений $\bar{\sigma}_{kn}$ и деформаций $\bar{\varepsilon}_{kn}$, соответствующих узлам, принадлежащим той же окружности сетки, но иным лучам. Таким образом, окончательное решение имеет вид:

$$\bar{\sigma}_{kn} = \bar{\sigma}_{kn} + (\sigma_{kn}^0)_{\max}, \quad (8.48)$$

$$\bar{\varepsilon}_{kn} = \bar{\varepsilon}_{kn} + (\varepsilon_{kn}^0)_{\max}. \quad (8.49)$$

На рис. 8.5, *a* приведен пример конечно-элементной аппроксимации поперечного сечения толстостенного ролика, а на рис. 8.5, *б* показаны диаграммы

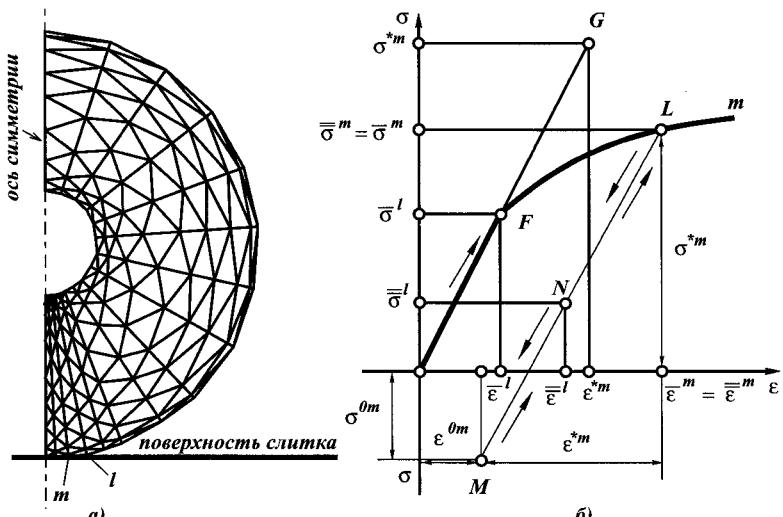


Рис. 8.5. Пример конечно-элементной аппроксимации поперечного сечения толстостенного ролика (*а*) и схема последовательного использования деформационной теории пластичности в расчете термонапряженного состояния (*б*) (диаграммы деформирования построены в координатах: напряжение σ — деформация ε при одноосном напряженном состоянии образца)

деформирования для двух узлов, лежащих на окружности, соответствующей наружной поверхности бандажа. Один из этих узлов принадлежит лучу m и лежит на дуге контакта. Деформация по Мизесу в этом узле $\bar{\epsilon}^m$ является максимальной, а узел — наиболее нагруженным. Второй узел лежит на луче l вне зоны контакта.

Упругопластический расчет по уравнениям (8.36)–(8.40) для распределения температуры в некоторый момент времени дает для этого узла луча m значения напряжений и деформаций $\bar{\sigma}^m$ и $\bar{\epsilon}^m$. На рис. 8.5, б это напряженное состояние соответствует точке L .

Затем осуществляем полную разгрузку. Для этого используем упругое решение на первом шаге процедуры метода переменных параметров упругости, соответствующее точке G с координатами σ^{*m} , ϵ^{*m} , вычитая их из соответствующих компонентов $\bar{\sigma}^m$, $\bar{\epsilon}^m$, что соответствует на диаграмме деформирования в координатах σ — ϵ точке M . Этому состоянию соответствуют остаточные напряжения и деформации:

$$\begin{aligned}\sigma^{0m} &= \bar{\sigma}^m - \sigma^{*m}, \\ \epsilon^{0m} &= \bar{\epsilon}^m - \epsilon^{*m}.\end{aligned}$$

При перемещении луча m в положение луча l , складываем полученные остаточные напряжения и деформации с соответствующими компонентами в узле, лежащем на луче l и принадлежащем поверхности бандажа. Напряженно-деформированное состояние соответствует при этом точке N с интенсивностью напряжений и деформаций:

$$\begin{aligned}\bar{\sigma}^l &= \sigma^{0m} + \bar{\sigma}^l, \\ \bar{\epsilon}^l &= \epsilon^{0m} + \bar{\epsilon}^l.\end{aligned}$$

Такая процедура эквивалентна схемам расчета с последовательным использованием деформационной теории пластичности при укрупненных этапах нагружения, описанных авторами [6, 13], с той лишь разницей, что, например, в [13] разгрузку осуществляют не до исходного состояния, а определяют разности между наибольшими температурными нагрузками, имевшими место до перемещения луча из зоны контакта в зону с меньшей температурой, и теми температурными нагрузками, которые соответствуют этой зоне, после чего из напряжений и деформаций, найденных при наибольших нагрузках, вычитают напряжения и деформации, соответствующие указанным разностям нагрузок.

Расчет напряжений от изгиба с вращением может быть определен методами сопромата, либо с помощью распространенных сегодня программных средств. Необходимо только учитывать весь спектр действующих на ролики нагрузок: при наличии жидкой фазы — нагрузки от ферростатического давления, при наличии усилий правки или обжатия на участке мягкого обжатия эти нагрузки нужно суммировать с нагрузками от ферростатического давления.

Число циклов до образования сетки разгара (в дальнейшем — термоциклическая долговечность) зависит от размаха напряжений или деформаций в цикле и среднего напряжения цикла.

Уже при литье с постоянной скоростью напряженно-деформированное состояние выходит за пределы упругой области, и если бы скорость литья оставалась постоянной, то остаточные напряжения в поверхностных слоях роликов соответствовали бы σ_0^{*0} (рис. 8.6).

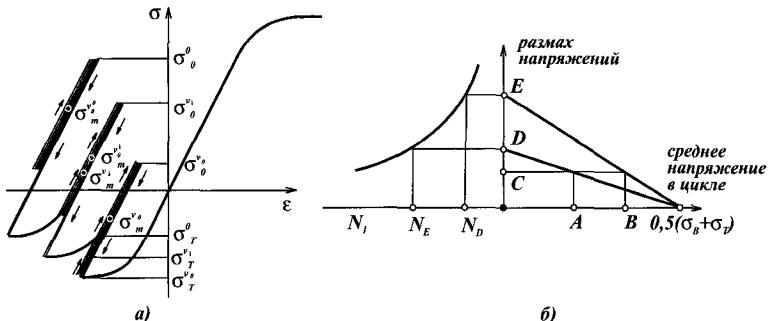


Рис. 8.6. Схема изменения асимметрии цикла нагружения роликов в различных эксплуатационных режимах (а) и диаграмма Гудмана для определения эквивалентного размаха напряжений в цикле (б)

Неизбежные технологические замедления скорости приведут к повышению температуры рабочей поверхности и снижению величины предела текучести, что, в свою очередь, повысит остаточные напряжения, которые сохраняются после выхода на прежнюю рабочую скорость. При этом размах напряжений $\sigma_{\max}^{\nu_0} - \sigma_{\min}^{\nu_0}$ останется прежним, среднее напряжение увеличится, а величина остаточных напряжений будет соответствовать $\sigma_0^{\nu_i}$, с которыми ролик войдет в следующую серию плавок. После вынужденной остановки остаточные напряжения дополнительно возрастут и будут соответствовать σ_0^0 (см. рис. 8.6, а), а средние напряжения цикла станут еще более положительными. Такое изменение асимметрии цикла приведет к снижению термоциклической долговечности, как это видно из диаграммы Гудмана [12] (рис. 8.6, б). Из диаграммы Гудмана на рис. 8.6, б следует, что для двух циклов с одинаковыми размахами напряжений, соответствующими ординате точке С, но различными средними напряжениями, соответствующими абсциссам точек А и В, эквивалентные размахи напряжений в симметричном цикле будут соответствовать ординатам точек Д и Е, а значения долговечности — абсциссам точек N_D и N_E . Для расчетов термоциклической долговечности по формуле (8.4) необходимо использовать в качестве значений $\varepsilon = \varepsilon^{\nu_0}$ и $\varepsilon = \varepsilon^{\nu_i}$ значения эквивалентных размахов деформаций, равных

$$\varepsilon^{\nu_0} = \frac{\sigma_0^{\nu_0}}{E^{\nu_0}} \text{ и } \varepsilon^{\nu_i} = \frac{2\sigma_0^{\nu_i}}{E^{\nu_i}}, \quad (8.50)$$

- где: $\sigma_0^{\nu_0}$ и $\sigma_0^{\nu_i}$ — размахи напряжений в эквивалентном симметричном цикле, найденные по диаграмме Гудмана;
 E^{ν_0} и E^{ν_i} — секущие модули упругости при максимальной температуре при разливке с основной скоростью v_0 и при замедлении до v_i .

$$\left. \begin{aligned} \sigma_0^{\nu_0} &= \frac{\sigma^{\nu_0}}{1 - 2 \frac{\sigma^{\nu_0}}{(\sigma_\theta)^{\nu_0} + (\sigma_T)^{\nu_0}}} \\ \sigma_0^{\nu_i} &= \frac{\sigma^{\nu_i}}{1 - 2 \frac{\sigma^{\nu_i}}{(\sigma_\theta)^{\nu_i} + (\sigma_T)^{\nu_i}}} \end{aligned} \right\}, \quad (8.51)$$

- где: $\sigma_m^{v_0}$ и $\sigma_m^{v_i}$ — средние напряжения циклов при скоростях v_0 и v_i ;
 $(\sigma_s)^{v_0}, (\sigma_s)^{v_i}, (\sigma_T)^{v_0}, (\sigma_T)^{v_i}$ — пределы прочности и текучести, соответствующие максимальным температурам в циклах при литье с основной скоростью и при замедлении.

$$\left. \begin{aligned} \sigma_m^{v_0} &= \frac{\sigma_{\min}^{v_0} + \sigma_{\max}^{v_0}}{2} \\ \sigma_m^{v_i} &= \frac{\sigma_{\min}^{v_i} + \sigma_{\max}^{v_i}}{2} \end{aligned} \right\}, \quad (8.52)$$

$$\left. \begin{aligned} \sigma^{v_0} &= \sigma_{\max}^{v_0} - \sigma_{\min}^{v_0} \\ \sigma^{v_i} &= \sigma_{\max}^{v_i} - \sigma_{\min}^{v_i} \end{aligned} \right\}, \quad (8.53)$$

где $\sigma_{\max}^{v_0}$, $\sigma_{\min}^{v_0}$, $\sigma_{\max}^{v_i}$, $\sigma_{\min}^{v_i}$ — максимальные и минимальные напряжения в цикле.

В формулах (8.50)–(8.53) под всеми величинами расчетных напряжений следует подразумевать напряжения по Мизесу.

Увеличение остаточных напряжений на поверхности роликов после вынужденной остановки сляба в МНЛЗ приводит к повышению средних напряжений цикла, что при постоянном размахе напряжений может привести к значительному (в ≈ 10 раз) снижению числа циклов до образования трещин термоусталости (табл. 8.1).

Влияние режимов эксплуатации роликов на число циклов до образования трещин

Таблица 8.1

Режим	Остаточное напряжение, МПа	Размах напряжений, МПа	Среднее напряжение, МПа	Размах деформаций в эквивалентном цикле	Относительная термоциклическая долговечность
нормальный 	+410	440	+185	0,0032	1
с остановкой 	+560	440	+335	0,0053	0,1

Интерес представляет также другое выявленное обстоятельство, что создание предварительных остаточных напряжений сжатия на рабочей поверхности роликов не дает выигрыша в долговечности, в то время как эта мера является широко известным в машиностроении средством повышения выносливости конструкций (необходимо отметить, что эти рекомендации справедливы для

многоцикловой усталости деталей, характеризующейся невысокими значениями размахов напряжений и температуры эксплуатации). Для роликов МНЛЗ характерны принципиально иные условия эксплуатации: значительные размахи напряжений, достигающие величины предела текучести материала ролика, достаточно высокие (до 500—700°C, в зависимости от положения ролика) в технологическом канале температуры при замедлениях скорости литья и остановках, в результате чего уже после первого замедления ролики приобретают остаточные растягивающие напряжения. В расчетах варьировали величину исходных остаточных напряжений на поверхностях роликов в диапазоне $-580 \div +580$ МПа ($-\sigma_{0,2} \div +\sigma_{0,2}$) и наблюдали за изменением числа циклов до образования трещин термоусталости (табл. 8.2).

Таблица 8.2

Влияние исходных остаточных напряжений в роликах на число циклов до образования термоусталостных трещин

Исходное остаточное напряжение до эксплуатации, МПа	Остаточное напряжение в процессе эксплуатации, МПа	Размах напряжений, МПа	Среднее напряжение, МПа	Размах деформаций в эквивалентном цикле	Относительная термоциклическая долговечность
0	+410	440	184	0,0032	1
-200	+410	440	184	0,0032	1
-580	+410	440	184	0,0032	1
+200	+410	440	184	0,0032	1
+580	+560	440	335	0,0053	0,1

Таким образом, предварительные сжимающие или малые, до половины значения $\sigma_{0,2}$ остаточные растягивающие напряжения не влияют на термоциклическую долговечность.

Для расчета термонапряженного состояния, долговечности и рационального охлаждения роликов МНЛЗ в фирме «Уралмаш — МО» применяется программа ROLIK, которая позволяет выполнять расчет всех необходимых параметров, представляющих интерес для проектировщиков: полей температур и напряжений, числа циклов до образования макротрешины и трещины критической длины, температурных кривизн и прогибов роликов, плотностей подводимых и отводимых тепловых потоков, перепадов температур воды на входе и выходе из роликов. Программа позволяет моделировать любые эксплуатационные режимы, включая замедления скорости литья и остановки, что позволяет проектировщикам исследовать и прогнозировать поведение роликового аппарата в эксплуатации.

8.2. Пути повышения долговечности роликов МНЛЗ

Учитывая двухстадийность процесса разрушения роликов, мероприятия, направленные на повышения ресурсов роликов, могут быть ориентированы как на увеличение числа циклов до образования термоусталостных трещин, так и на замедление скорости роста трещин на второй стадии развития трещин.

Материал роликов. В качестве материала роликов преимущественно применяют жаропрочные хромомолибденовые стали с содержанием углерода 0,15—0,4%, марганца — 0,17—1,06%, хрома — 0,7—12%, никеля — 0,2—0,7%, молибдена — 0,15—1%, обеспечивающие сохранение прочностных свойств в диапазоне рабочих температур 300—500°C с возможными кратковременными перегревами до 650°C и с твердостью \approx 241—269 НВ. Ролики из таких сталей применяют большинство зарубежных и российских заводов, эксплуатирующих МНЛЗ [3, 14—15]. Поиск наилучшего материала для изготовления роликов привел специалистов «Уралмаша» к двум хромомолибденовым маркам стали 25Х1М1Ф и 24ХМ1Ф, химический состав и свойства которых после термообработки (прерывистой закалки с $T = 950^{\circ}\text{C}$ в воде и отпуска $T = 650^{\circ}\text{C}$) приведены в табл. 8.3, 8.4.

Химический состав сталей для роликов МНЛЗ

Таблица 8.3

Марка стали	Содержание легирующих элементов, %						
	C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	V
24ХМ1Ф	0,2—0,28	0,17—0,37	0,4—0,7	1,5—1,8	0,3—0,4	0,4—0,6	0,22—0,5
25ХМ1Ф	0,21—0,29	0,25—0,5	0,3—0,6	1,5—1,8		0,9—1,05	0,22—0,32

Химический состав и механические свойства материала роликов по штатной технологии изготовления «Уралмаша» (по испытаниям термообработанных образцов)

Таблица 8.4

№ п/п	Температура, °C	Марка стали	$\sigma_a, 10^7 \text{ Па}$	$\sigma_{0,2}, 10^7 \text{ Па}$	$\delta, \%$	$\psi, \%$	$a_{ip} 10^5 \text{ Дж/м}^2$
1	20	24ХМ1Ф	60—65	50—55	15	45	8—10
		25ХМ1Ф	70—75	60—65	15	45	5—7
2	400	24ХМ1Ф	50—55	40—45	12	45	8—10
		25ХМ1Ф	60—65	50—55	12	45	6—8
3	500	24ХМ1Ф	45—50	35—40	12	45	8—10
		25ХМ1Ф	55—60	45—50	12	45	6—8
4	600	24ХМ1Ф	35	30	12	50	8—10
		25ХМ1Ф	45	40	12	50	6—8
5	700	24ХМ1Ф	30	25	12	50	15
		25ХМ1Ф	35	30	12	50	10

Попытки применения в качестве материала роликов стали 75ХМ с повышенным содержанием углерода привело к массовому хрупкому разрушению роликов, а теплоустойчивой 15Х1М1Ф с пониженным содержанием углерода, низкими прочностными и повышенными пластическими свойствами — к остаточным деформациям (прогибам) роликов при замедлении и вынужденных остановках.

Совместная работа «Уралмаша» с ЦНИИМом с участием ПМЗ им. Ленина над разработкой сквозной технологии изготовления роликов способом электрошлакового переплава позволила за счет направленного образования дендритов и термообработки двукратной закалкой с последующим отпуском достичь более высоких значений ударной вязкости и пластичности по сравнению с

кованным металлом маркеновской выплавки, с термообработкой по штатной технологии «Уралмаша» (табл. 8.5).

Таблица 8.5

Механические свойства по высоте и горизонтальному сечению термообработанного слитка ЭШП Ø400 мм из стали 24ХМ1Ф, выплавленного со скоростью 670 кг/ч

Расстояние от поверхности слитка, мм	Механические свойства металла в темплетах								Расстояние от поверхности слитка, мм	Механические свойства металла в темплетах				
	темплет № 5				темплет № 8					a_{Hv} $10^5 \cdot \text{Дж}/\text{м}^2$	HB	a_{Hv} $10^5 \cdot \text{Дж}/\text{м}^2$	HB	
	σ_T , 10^7 Па	σ_{e^*} , 10^7 Па	$\delta, \%$	$\psi, \%$	σ_T , 10^7 Па	σ_{e^*} , 10^7 Па	$\delta, \%$	$\psi, \%$						
3	62,4	73,2	19,0	69,7	62,2	73,3	19,3	66,3	1	15,4	213	15,5	223	
33	61,9	72,6	19,7	64,3	61,3	72,4	18,8	68,5	20	15,6	213	13,9	223	
63	57,3	69,8	19,5	58,4	55,8	68,9	20,5	60,8	62	9,2	213	11,5	213	
93	56,6	69,4	18,2	55,7	55,9	69,2	19,0	60,3	83	9,7	213	8,9	213	
123	55,6	68,9	20,5	55,6	55,5	69,0	20	59,0	104	8,5	213	6,5	213	
153	54,7	68,1	17,7	51,7	54,7	68,2	17,9	48,3	146	6,6	213	6,0	213	

Испытание 52-х роликов, изготовленных в 1983 г. «Уралмашем» в соответствии со сквозной технологией производства роликов из металла ЭШП (рис. 8.7) и установленных в секциях криволинейного участка Череповецкого металлургического завода.

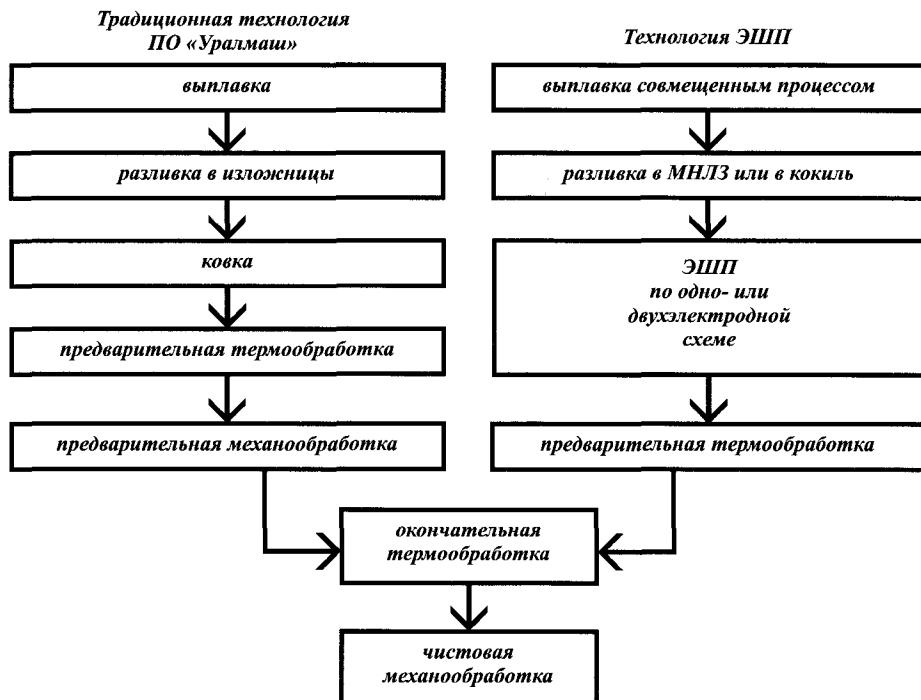


Рис. 8.7. Схема операций изготовления роликов по традиционной технологии «Уралмаша» и технологии ЭШП

гического комбината, показали, что ресурс таких роликов в 1,5 раза выше по сравнению с роликами традиционной технологии изготовления, принятой на «Уралмаше».

Такая технология позволяет применять в качестве электродов использованные и не подлежащие восстановлению ролики, повысить коэффициент использования металла с 0,4 до 0,7 и исключить кузнечно-прессовый передел.

Наличие атмосферы пара в зоне вторичного охлаждения порождает коррозию поверхности роликов, в результате чего материал поверхности разрыхляется и интенсивно изнашивается при нагрузках, значительно меньших, чем для валков прокатных станов. По этой причине применение роликов из указанных хромомолибденовых сталей оправдано только вне зоны вторичного охлаждения, где ролики работают в атмосфере воздуха. Последнее обстоятельство привело практически все фирмы к применению роликов с наплавкой коррозионностойкими сталью с содержанием углерода 0,15—0,3%, марганца — 0,4—1,7%, хрома — 5—18%, молибдена — 0,3—1,0% [16]. Толщина наплавленного слоя 3—10 мм. В соответствии с требованиями производств, интенсивность изнашивания роликов 0,3—0,8 мм/млн. т разлитой стали. Материал основы ролика — хромомолибденовая сталь или более простая типа 20Х. Исследования коррозионной стойкости образцов из различных сталей на действующих МНЛЗ и коррозионно-механического износа при рабочих температурах роликов, выполненных на образцах в лабораторных условиях на специальной установке на «Уралмаше» показали, что предпочтительным материалом наплавки являются стали с содержанием хрома не менее 12—13% (рис. 8.8, 8.9).

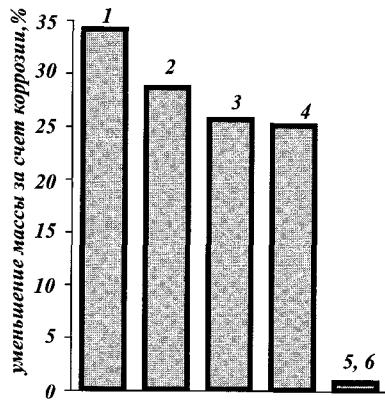


Рис. 8.8. Гистограммы коррозионной потери массы образцов:
 1 — ст 75; 2 — св 08 ($\text{Cr} \approx 0,1\%$);
 3 — 25Х1М1Ф; 4 — 30ХГСА
 ($\text{Cr} \approx 1\%$); 5 — 30Х13; 6 — 12Х13
 ($\text{Cr} \approx 13\%$)

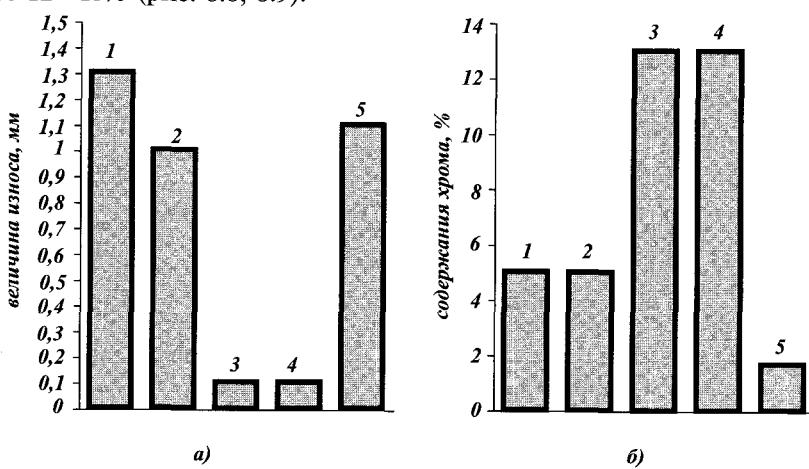


Рис. 8.9. Гистограмма износа (а) и процентного содержания хрома (б) для различных материалов наплавки рабочих поверхностей роликов МНЛЗ меткомбината «Азовсталь»: 1 — 2М3;
 2 — 25Х5ФМС; 3 — 20Х13; 4 — 10Х13Г12АФСЮР; 5 — 24ХМ1Ф (цельнокованый)

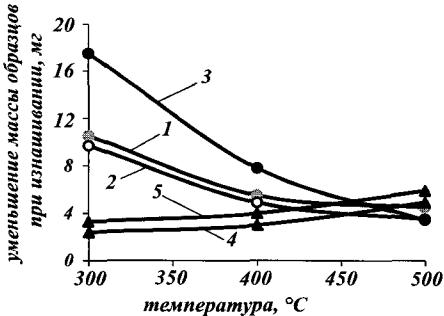


Рис. 8.10. Зависимость величины изнашивания образцов от температуры испытаний: 1 — 24ХМ1Ф; 2 — 25Х1М1Ф; 3 — 30ХГСА; 4 — 30Х13; 5 — 12Х13

слой работает за пределами упругой области для любых материалов. На рис. 8.11 приведены тепловые и механические свойства сталей, применяемых как для изготовления монолитных роликов, так и в качестве наплавочных материалов.

Обращает внимание опасность применения в качестве наплавочных материалов сталей с пониженными значениями коэффициента теплопроводности. Например, расчетные исследования показали, что уменьшение коэффициента теплопроводности ведет к повышению уровня температуры в месте контакта со слитком и сдвигу асимметрии цикла в область растягивающих средних напряжений цикла (табл. 8.6). Увеличение значения коэффициента линейного расширения ведет к увеличению значений деформаций и их размахов за цикл. В этом отношении самые низкие значения расчетной долговечности характерны для сталей типа Х18Н9Т [7].

Таблица 8.6

Корреляция свойств и характеристик термоаппреженного состояния и долговечности ролика Ø270 мм с поверхностным слоем из сталей различного марочного состава

Марка стали	Свойства				Термоаппреженное состояние						Относительная долговечность
	λ , Вт/мК	$\alpha \times 10^6$, $1/^\circ\text{C}$	σ_{p_0} , МПа	ψ , %	$T_{\max}, ^\circ\text{C}$	$T_{\min}, ^\circ\text{C}$	σ_{p_0} , МПа	σ_m , МПа	σ , МПа	ϵ	
24ХМ1Ф	30,14	13,3	591	72	301	129	632	324	583	0,00582	1
25Х1М1Ф	38,94	12,7	578	65	303	129	635	327	583	0,00613	0,82
12Х13	28,05	11,1	503	67	334	125	568	245	624	0,00578	0,89
30Х13	25,54	11,13	617	53	343	124	695	348	672	0,0069	0,64

Сравнение показателей термоусталостной долговечности различных сталей на примере ролика Ø270 мм (см. табл. 8.6) показывает, что использование в качестве наплавочных материалов хромистых сталей не дает преимуществ перед хромомолибденовыми. Наблюдения за скоростью роста образовавшихся термоусталостных трещин показали, что этот

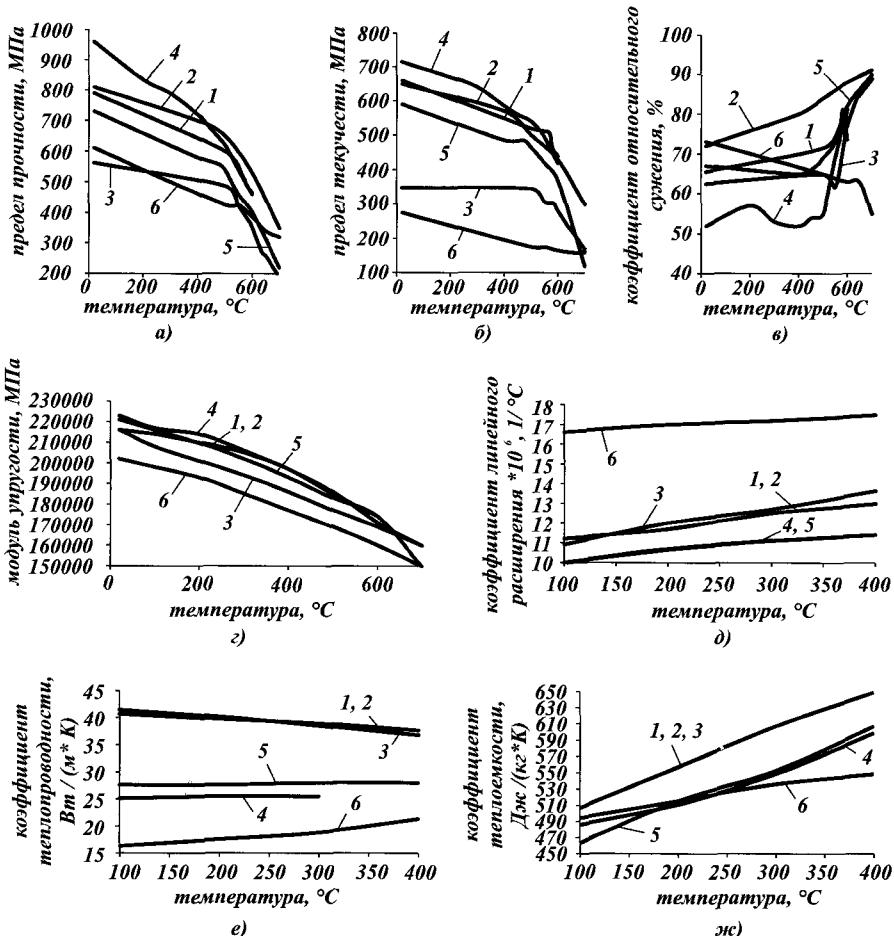


Рис. 8.11. Значения предела прочности (а), предела текучести (б), коэффициента относительного сужения (в), модуля упругости (г), коэффициента линейного расширения (д), коэффициента теплопроводности (е) и коэффициента теплоемкости (ж) для сталей: 1 — 25Х1М1Ф [17]; 2 — 24ХМ1Ф [УЗТМ]; 3 — 15Х1М1Ф [17]; 4 — 30Х13 [17]; 5 — 12Х13 [17]; 6 — X18Н9Т [17]

параметр для потенциальных материалов поверхностного слоя отличается незначительно (рис. 8.12) [18].

Измерения вязкости разрушения показали, что сталь 25Х1М1Ф имеет достаточно высокое значение $K_{IC} = 3000 \div 3500$ Н/мм^{3/2}, недостаточное, однако, чтобы в процессе эксплуатации глубина трещин могла достигать менее 30 мм. Лаборатор-

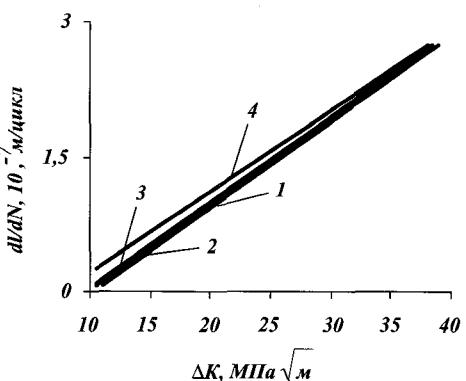


Рис. 8.12. Диаграммы усталостного разрушения сталей 17Х12МФЛ (1), 12Х13 (2), 25Х1М1Ф (3) и 25Х5МФС (4)

ные исследования образцов различной толщины с инициированной трещиной на изгиб и наблюдения за развитием трещин в роликах в процессе испытаний показали, что форма поверхностной трещины в процессе развития — полуэллипс с соотношением длины и глубины — 4 (рис. 8.13).

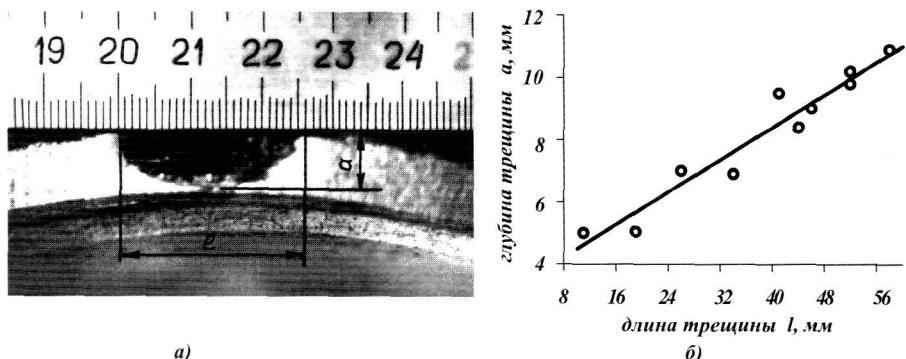


Рис. 8.13. Результаты исследования кинетики развития трещин в поверхностных слоях роликов МНЛЗ: *а* — внешний вид трещин; *б* — зависимость между длиной l и глубиной a трещин

Зная критическую глубину и кривую изменения формы трещин (КИФТ), можно предотвратить развитие трещин до критических размеров посредством прерывания трещин рельефом чередующихся на поверхности роликов выступов и впадин, расстояния между которыми в окружном направлении меньше критической длины трещины. Учитывая, что температурные напряжения достигают максимальных абсолютных значений на поверхности ролика, а характер их изменения при удалении от поверхности ролика к центру отличается достаточно резким их снижением, следует отметить, что на каждой ступени развития прирост трещины начинается с наружной поверхности. Поэтому, превратившись канавкой, трещина лишается возможности увеличивать свою длину, а следовательно, останавливается и развитие ее в глубину.

Конструктивные приемы повышения термоусталостной стойкости. На основании результатов вышеупомянутых исследований на «Уралмаше» были опробованы различные конструктивные приемы борьбы с термоусталостными трещинами. Эти приемы основаны на двух принципах:

- прерывание развития трещины и ее торможение специальным рельефом в виде наклонных канавок на наружной поверхности;
- использование на наружной поверхности рельефа в виде чередующихся нешироких выступов и впадин, обеспечивающего разгружающий эффект за счет уменьшения температурных напряжений на поверхностях выступов (такой эффект возникает вследствие реализации напряженного состояния, близкого к плосконапряженному, когда на боковых поверхностях выступов осевые напряжения отсутствуют, а в середине выступов существенно уменьшаются).

На рис. 8.14 показан внешний вид рельефа для прерывания трещин, выполненных винтовой наплавкой.

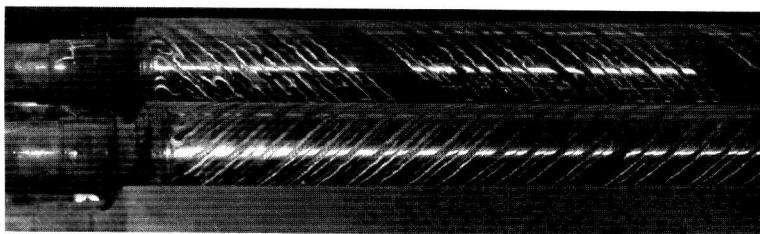


Рис. 8.14. Ролики с прерывающим развитие трещины рельефом поверхности

Некоторый рост трещины в глубину, в принципе, возможен за счет увеличения коэффициента интенсивности напряжений на фронте трещины при перегрузках, однако, учитывая эпизодический характер таких режимов, это развитие трещины будет весьма ограниченным.

Эффект торможения трещин подтвержден результатами лабораторных и промышленных испытаний. Результаты испытаний в условиях трехточечного изгиба образцов, в которых на предполагаемой траектории движения трещины высверливали отверстия, показали, что вблизи отверстий развитие трещины, оцениваемое по ширине ее раскрытия, резко замедляется (рис. 8.15, а), торможение образовавшихся трещин наблюдалось и на поверхностях роликов с канавками, выполненнымными резцом в двух встречных направлениях (рис. 8.15, б).

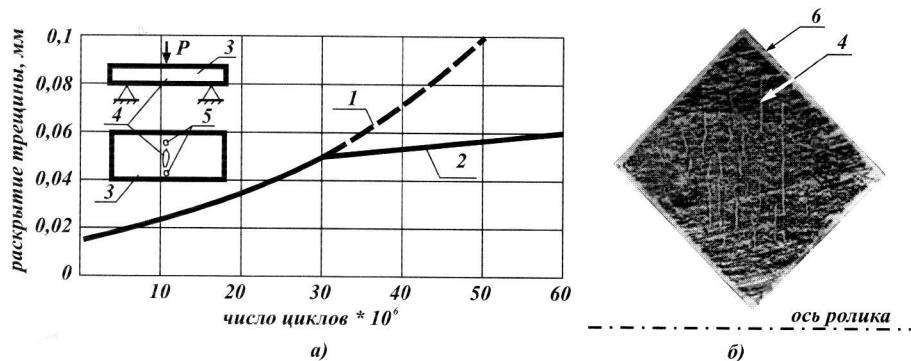


Рис. 8.15. Кинетика развития трещины в условиях циклического изгиба в образцах без отверстий (1) и в образцах с высверленными отверстиями (2) — а и внешний вид участка поверхности ролика $\varnothing 250$ мм МНЛЗ НЛМК с канавками после эксплуатации — б:
3 — образец; 4 — трещина; 5 — отверстия; 6 — канавки

Следует отметить, что остановка развития трещин происходила на некотором расстоянии от канавок, приблизительно равном трем—четырем глубинам канавки, что объясняется уменьшением вблизи берегов канавок осевых температурных напряжений.

Таким образом, главным условием эффективности торможения трещин в роликах является такое расположение канавок, при котором расстояние между ними в окружном направлении не превышает критической длины трещины. При критической глубине трещины 25—30 мм с учетом установленного отношения длины трещины к глубине, равном 4, следует опасаться трещин длиной более 100—120 мм.

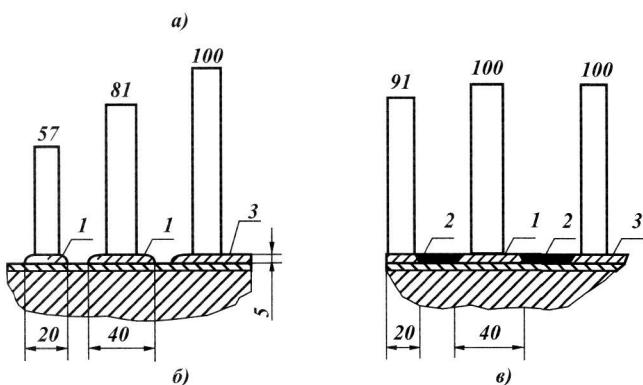
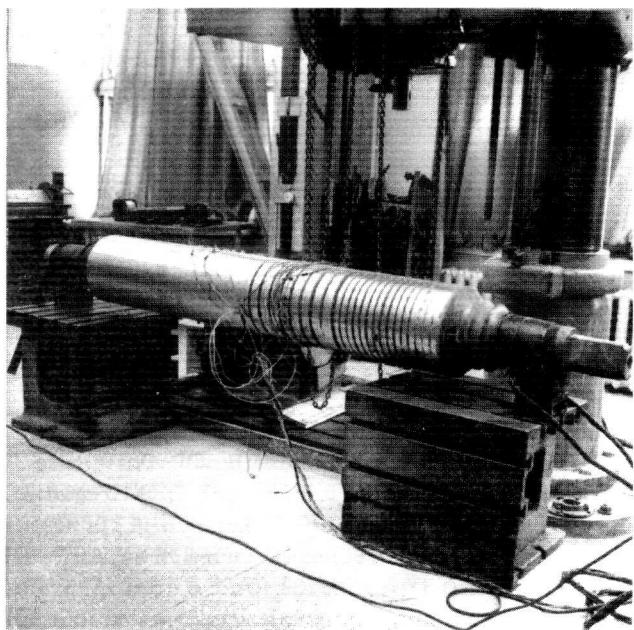


Рис. 8.16. Внешний вид ролика с винтовой наплавкой (а) и гистограммы остаточных напряжений в роликах с чередующимися выступами и впадинами на наружной поверхности с винтовой наплавкой с промежутками между валиками (б), с винтовой наплавкой и заплавленными промежутками между валиками (в): 1 — винтовая наплавка; 2 — заплавленные промежутки между валиками; 3 — сплошная наплавка без промежутков (цифры соответствуют доле напряжений в % от величины остаточных напряжений на поверхности участков с гладкой бочкой)

поверхности к центру), остаточное термонапряженное состояние ролика после наплавки является наиболее удобным для испытаний и достаточно близким к реальному рабочему видом термонагружения.

По результатам сопоставления величин остаточных напряжений в серединах выступов различной ширины (от 20 до 60 мм) и на поверхности гладкой

На рис. 8.16, а показаны ролики с разгружающим рельефом, выполненным винтовой наплавкой, особенностью которого является чередование выступов и впадин между валиками. На рис. 8.16, б представлены гистограммы остаточных напряжений от наплавки, которые свидетельствуют о разгружающем эффекте промежутков между валиками, который тем больше, чем уже валики. Аналогичного эффекта можно достичь, выполняя обычную наплавку с последующим выполнением резцом разгружающих канавок. На рис. 8.17 показана конструкция опытного комбинированного ролика с наплавкой и выполненнымными резцом на поверхности канавками.

Ролик после наплавки не термообрабатывали и проводили измерения остаточных напряжений методом канавки с использованием высокостабильного статического тензометра ВСТ-4 и тензорезисторов с базой 5 и 10 мм. Учитывая то обстоятельство, что термонагружения ролика в процессе непрерывного литья и при наплавке близки (высокотемпературный нагрев наружной поверхности с резким градиентом от

части бочки можно сделать выводы о разгружающем эффекте впадин. Следует отметить и то обстоятельство, что выполнение каждого опытного ролика комбинированным, т. е. состоящим из гладкой части бочки и участка с чередующимися выступами и впадинами (рис. 8.17), существенно повышает достоверность результатов, т. к. сравниваются остаточные напряжения различных участков поверхности одного ролика, при этом различия в величинах напряжений следует относить только к конструктивному фактору и исключить влияние различной тепмообработки и отклонений в режимах наплавки различных роликов.

Прорезка канавок и наплавка по винту с промежутками между выступами одинаково эффективны. На ролике с винтовой наплавкой и заплавленными пластичной сталью впадинами между выступами эффект снижения напряжений не достигается (рис. 8.16, *в*). Еще большего эффекта можно достичь созданием разгружающего рельефа с одновременным тормозящим действием, для чего канавки необходимо выполнять по винту с наклоном к оси ролика под возможным наименьшим углом, отсчитываемым по направлению от оси к канавке так, чтобы расстояние между канавками в окружном направлении не превышало 100 мм. Глубина канавок должна превосходить глубину проникновения «пиковых» напряжений, составляющую для роликов 3–5 мм, т. к. при выполнении «мелкой» канавки в режимах перегрузки возможно преодоление ее трещиной. Закругления у ее донышка надо выполнять с возможно большим радиусом. Выполнение такого рельефа позволяет также снизить величину осевых напряжений, если соблюдать определенные соотношения в размерах выступов и впадин (рис. 8.18) [5].

Указанный способ повышения ресурса роликов не получил достаточного распространения на меткомбинатах по причине концентрации напряжений на донышках канавок, повышающих опасность разрушения при перегрузках (на-

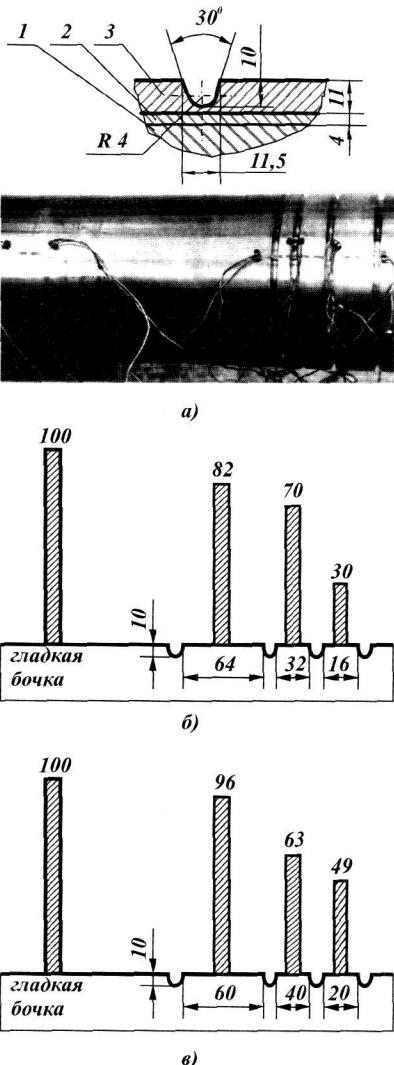


Рис. 8.17. Внешний вид комбинированного ролика с наплавкой и разгружающими канавками (*а*) и гистограммы расчетных температурных напряжений (*б*) и экспериментальных остаточных напряжений на поверхности (*в*): 1 — ролик; 2 — подслой; 3 — наплавленный слой (цифры соответствуют доле напряжений в % от величины напряжений на поверхности участков с гладкой бочкой)

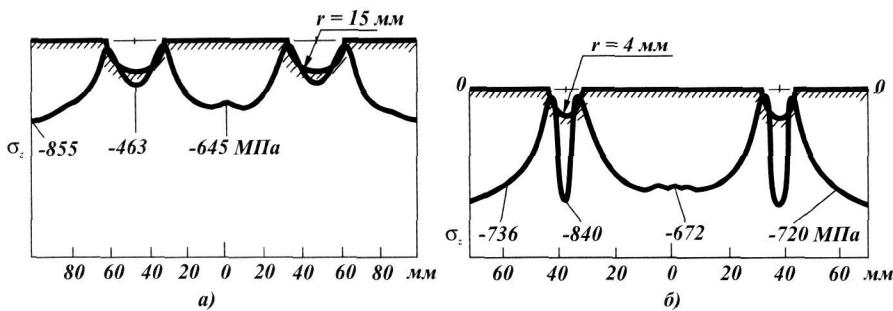


Рис. 8.18. Расчетные температурные напряжения на поверхностях роликов с различной конструкцией разгружающих винтовых канавок: *а* — канавка не преодолевается трещиной; *б* — канавка преодолевается трещиной

пример выдаче захоложенных слитков), и развития других направлений повышения ресурса роликов.

Еще более эффективным решением проблемы повышения термоциклической долговечности является бандажирование роликов узкими в направлении продольной оси элементами в виде колец или витых пружин, насаженных с натягом на полуую водоохлаждаемую ось ролика (рис. 8.19).

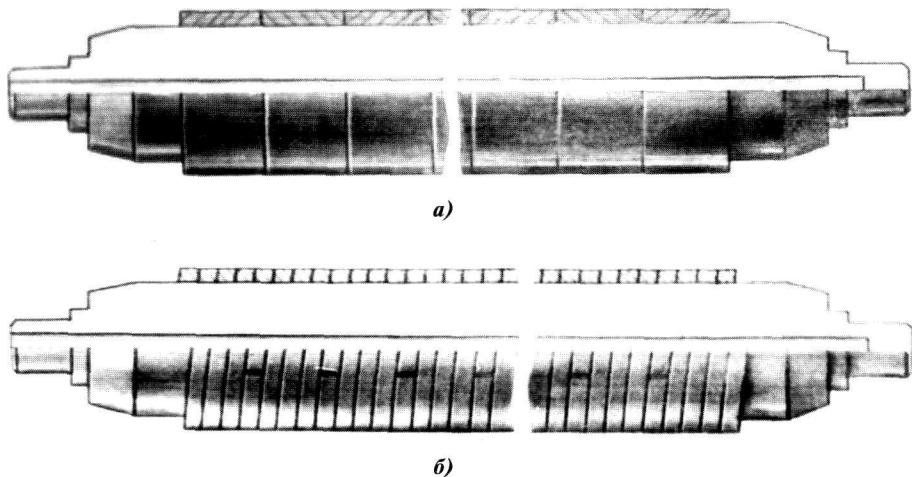
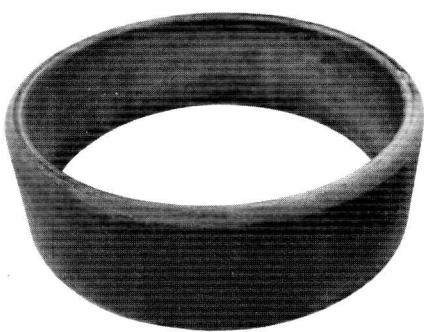


Рис. 8.19. Конструкции роликов с разрезными бандажами: *а* — с кольцевыми; *б* — с витыми бандажами

Напряженное состояние в бандажах приближается к плосконапряженному, при этом величина осевых напряжений мала, окружные напряжения уменьшаются по сравнению с обычными роликами примерно в 2 раза, а расчетное число циклов до образования трещин возрастает примерно в 10 раз [7]. Снижается и вопрос о влиянии температурных прогибов роликов на корку формирующегося слитка, т. к. деформации бандажа практически не сопровождаются деформациями оси.

Кольцевые бандажи выполняются толщиной 15 мм, шириной 60—100 мм из стали 25Х1М1Ф и с натягом 0,75—0,85 мм насаживаются на бочку роликов вплотную друг к другу. Смещение колец вдоль оси ограничиваются крайними бандажами, не контактирующими со слитком. Для повышения износостойкости роликов с кольцевыми бандажами рекомендуется наплавка на трубной заготовке рабочего слоя толщиной 5 мм сталью с содержанием хрома не менее 13%. Другим способом нанесения износостойких покрытий является плазменное напыление смесью порошков никелевых сплавов 45% ПН73Х16С3Р3, 2ГУ, ПН70Х17С4Р4 и 30% карбida хрома КХНП-1 «М» рабочего слоя толщиной 1,5 мм с учетом припуска на механообработку 40—50% от толщины напыляемого слоя. На рис. 8.20, а показан внешний вид бандажного кольца с рабочим слоем, напыленным на установке плазменного напыления УПМ-6ТУ-26-05-507-80 на «Уралмаше».



a)



б)

Рис. 8.20. Внешний вид бандажного кольца с напыленным рабочим слоем (*а*) и ролики с витыми бандажами после механообработки (*б*)

Витые бандажи (см. рис. 8.20, *б*) рекомендуется изготавливать из полосы или круглого проката навивкой на оправку по технологии навивки пружин: для роликов, установленных в зоне вторичного охлаждения, из стали 30Х13; для роликов вне этой зоны — из стали 25Х1М1Ф толщиной 20—25 мм. После навивки бандаж закаливают в масле или нормализуют на воздухе, а затем отпускают при температуре 650°C. Величина натяга зависит от толщины и может быть рекомендована для приведенных выше толщин в диапазоне 10—15 мм. Эффективность этого решения подтверждена опытной эксплуатацией роликов с витыми из полосы 20×50 мм бандажами на МНЛЗ меткомбината «Азовсталь» и кольцевыми бандажами на МНЛЗ НЛМК. На МНЛЗ НЛМК указанные роликиостояли от 3 до 6 сроков службы обычных роликов и были заменены не по термоусталостным дефектам, а по причинам разрушения подшипников и изнашиванию.

Мероприятия, направленные на замедление развития термоусталостных трещин. В связи с необходимостью увеличения производительности и скорости литья возникли потребности в уменьшении шагов роликов, а соответственно, и их диаметров. Для компенсации снижения их жесткости все фирмы, проектирующие МНЛЗ, пошли по пути применения многоопорных роликов (рис. 8.21). Такое решение позволяет повысить ресурс роликов за счет увеличения числа циклов до образования трещин критической длины. Трещины разгара принципиально могут возникать на поверхности, но дальнейшее развитие их происходит медленно или затормаживается.

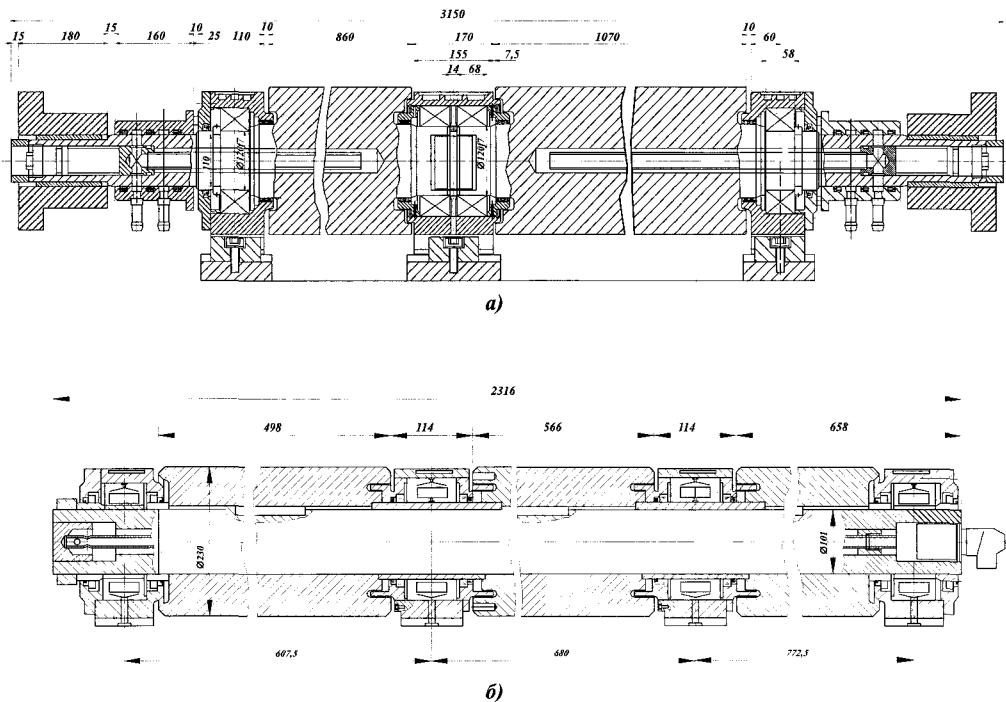


Рис. 8.21. Конструкции многоопорных роликов, применяемых фирмой «Уралмаш – МО»:
а — разрезные ролики МНЛЗ № 2 ММК (проект «Уралмаш – МО» 2001 г.); б — многоопорные ролики МНЛЗ № 6 ММК (проект «Уралмаш – ФАИ»)

Расчетно-теоретические исследования, выполненные на «Уралмаше», показали, что применение вместо длинных двухпорных роликов многоопорных или разрезных (многорядных) приводит к уменьшению температурных прогибов в 3–10 раз и снижает число циклов от образования термоусталостных трещин до достижения ими критических размеров на один–два порядка (табл. 8.7).

С учетом этого важного эффекта изменяются и требования конструктивного оформления роликов. Так, в случае применения многоопорных и многорядных роликов уже нецелесообразно нанесение на поверхность рельефа. При выполнении многорядных (разрезных) роликов можно применять простые по конструкции цельнокованые или наплавленные ролики с гладкой бочкой. Также исчезает необходимость выполнять бандаж составным, например,

из колец. Целесообразнее на многоопорную ось надевать длинные втулки, покрывающие бочку ролика между опорами. Толщина бандажа может колебаться в широких пределах от 20 до 80 мм. С точки зрения раскатки бандажей предпочтительны более толстые бандажи. Большая толщина бандажей на коротких роликах в сравнении с длинными двухпорными роликами допустима ввиду более высокой (за счет многоопорности оси ролика) жесткости, что должно обеспечить необходимое качество сляба.

Таблица 8.7

Влияние числа опор и межпорного расстояния на температурные прогибы и долговечность на стадии развития трещин роликов МНЛЗ

Число опор	Межпорное расстояние, мм	Относительный температурный прогиб	Относительное число циклов до образования трещин критической длины
2	2500	1	1
3	1250	0,25÷0,3	10
4	830	0,1÷0,07	10^2

В настоящее время фирма «Уралмаш — МО» в проектах МНЛЗ для разливки слябов шириной до 1200—1350 мм считает целесообразным применять двухпорные, до 2000 мм — трехпорные (или так называемые разрезные), свыше 2000 мм — четырехпорные ролики, содержащие ось с толстостенными бандажами, расположенными на оси между опорами. Для обеспечения износостойкости рабочего слоя на фирме применяются две технологии коррозионностойкой наплавки. В соответствии с первой технологией, разработанной фирмой ФАИ, наплавку осуществляют на установке по схеме, показанной на рис. 8.22, двумя проволоками диаметром 1,6 и 2,4 мм в среде аргона и углекислого газа.

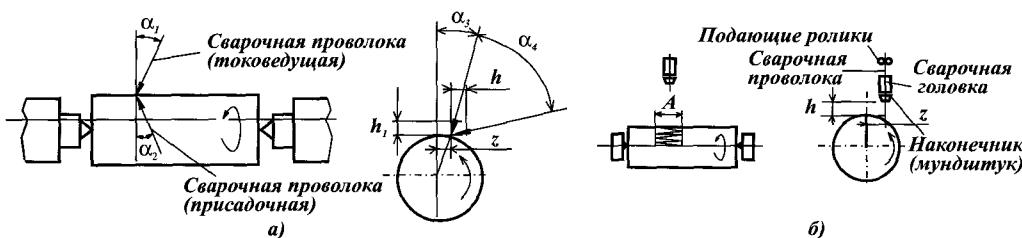


Рис. 8.22. Схема наплавки по технологии фирмы ФАИ (а) и применяемая в ОАО «Уралмаш» (б):
 h, h_1 — вылет электрода присадочной и токоведущей проволоки; z — смещение с «Зенита»;
 α_1, α_2 — углы наклона сварочной головки для токоведущей проволоки; α_3, α_4 — углы наклона наконечника для присадочной проволоки; A — амплитуда колебаний

В качестве токонесущей применяют проволоку SG 5-250 по DIN 8555 диаметром 1,6 мм, в качестве присадочной — проволоку SG 5-400 по DIN 8555 диаметром 2,4 мм. Химический состав проволоки следующий, %:

Проволока	C	Cr	Si	Mn	Mo	S	P
SG 5-250	0,07	17,31	0,72	0,64	—	0,002	0,019
SG 5-400	0,18	17,11	0,82	0,49	1,11	0,014	0,024

Производительность наплавки 7–8 кг/ч. По этой технологии изготовлено и наплавлено свыше 2500 роликов для МНЛЗ № 6 НЛМК совместного проекта «ФАИ-Уралмаш» [19].

Исходя из экономических и производственных соображений, ОАО «Уралмаш» совместно с Институтом сварки России (г. Санкт-Петербург) и ЦНИИТмашем (г. Москва) разработали отечественное оборудование, технологию и сварочные материалы для наплавки роликов МНЛЗ. На «Уралмаше» в I квартале 1999 г. введен в эксплуатацию участок, оснащенный тремя отечественными установками для наплавки в среде защитных газов или под флюсом. Схема наплавки приведена на рис. 8.22, б. Установка состоит из станка для вращения изделия и перемещения каретки, сварочной головки с подающим механизмом, источником сварочного тока типа ВДУ-506, аппаратуры управления, механизма колебания, узла крепления и регулировки сварочной головки. Рабочие режимы наплавки: по «винту», т. е. каретка движется по оси ролика непрерывно с постоянной скоростью; без перемещения каретки; по кольцу со смещением на шаг; по образующей. Наплавку можно выполнять в среде защитных газов и под флюсом проволокой Св-08Х17ГС. Технология обеспечивает твердость 50–52 HRC и содержание Cr 12,5–13,5% [20].

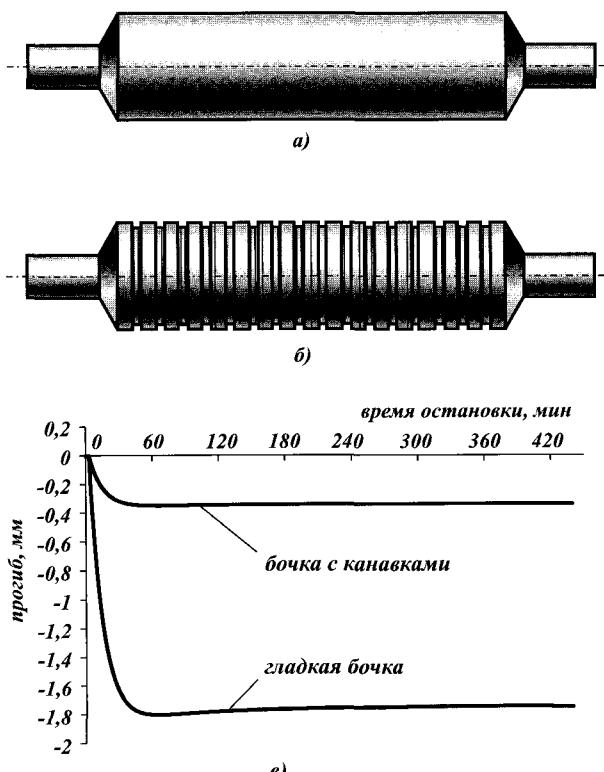


Рис. 8.23. Конструктивное исполнение роликов рольганга с гладкой бочкой (а) и разгрузочным рельефом (б) и величины температурных прогибов в середине бочек роликов (в)

ролики, эффективны все рассмотренные выше меры борьбы с трещинами, в первую очередь бандажирование. Ширина бандажа может до 10 раз превышать его толщину. При этом эффект разгрузки в средней части бандажа не достигается, однако опасность образования кольцевых трещин заметно снижается, т. к. даже после долома бандажа ролик не теряет несущей способности. Главным вопросом является обеспечение натяга во время эксплуатации. Выполнение роликов с разгружающим рельефом, например с чередующимися выступами и впадинами, позволит в ряде случаев удовлетворительно решить проблему температурных прогибов. Например, такие ролики широко используются в рольгангах, где возможны так называемые «накопительные» режимы работы, во время которых сляб покоятся на роликах. На рис. 8.23 показано конструктивное исполнение такого рельефа для ролика рольганга $\varnothing 300$ мм, позволяющего снизить величину температурных прогибов в 5 раз, по сравнению с таким же роликом с гладкой бочкой.

8.3. Рациональное охлаждение роликов МНЛЗ

До середины 1980-х годов «Уралмаш» в проектных разработках применял плавые длинные двухпорные цельнокованые ролики, а в более поздний период — разрезные цельнокованые или с наплавкой (обычно это два по ширине слитка двухпорных ролика). Такая конструкция обеспечивает большую жесткость роликовой проводки, благоприятную для качества слитка, и отличается меньшей склонностью к термоусталостному разрушению. Ролики охлаждаются изнутри водой, поступающей через подводящую трубу в кольцевую полость ролика. Охлаждение должно быть достаточным для того, чтобы при любых допустимых по технологической инструкции эксплуатационных режимах температура наружной поверхности не достигала значений температуры отпуска материала роликов ($\approx 650^{\circ}\text{C}$), а температура стенки канала охлаждения — значений, при которых возможно кипение воды. При превышении этих значений возможны разупрочнение материала роликов, образование накипи и солеобразований на поверхности канала и, следовательно, создание теплоизолирующего слоя, который, становясь дополнительным термосопротивлением, ведет к перегреву роликов [21]. В практике эксплуатации МНЛЗ известны случаи достаточно высокого перегрева роликов (до температуры выше 700°C). В таких случаях слой окалины с поверхности слитка прилипает и наматывается на бочку ролика.

8.3.1. Охлаждение двухпорных и разрезных роликов

С помощью математического моделирования рассмотрим вопросы влияния накипи на тепловое состояние роликов и рационального соотношения диаметров каналов охлаждения, подводящей трубы и расходов воды. Из рассмотренных двух роликов один с наружным диаметром 220 мм располагается в верхней части МНЛЗ на расстоянии 4 м от мениска, а второй с наружным диаметром 330 мм — на расстоянии 15 м от мениска. Первый ролик достаточно интенсивно охлаждается снаружи отраженной от слитка водовоздушной смесью, второй находится за пределами зоны вторичного охлаждения и охлаждается снаружи воздухом.

Влияние теплоизолирующего слоя. Моделировали тепловое состояние роликов с теплоизолирующим слоем на поверхности канала охлаждения, наличие которого учитывали введением эффективного коэффициента теплоотдачи $\alpha_{\text{эф}}$ в граничных условиях III рода с учетом термосопротивления слоя [22]:

$$\alpha_{\text{эф}} = \left\{ \left(1/\alpha_e \right) + (d - 2\delta) \ln[d/(d - 2\delta)] / 2\lambda \right\}^{-1}, \quad (8.54)$$

где α_e — коэффициент конвективной теплоотдачи на поверхности канала охлаждения, $\text{Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$;

d — диаметр канала охлаждения, мм;

δ — толщина теплоизолирующего слоя, мм;

$\lambda = 0,08 - 2,3 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot \text{К})$ — коэффициент теплопроводности теплоизолирующего слоя.

В расчетах принимали значение коэффициента теплопроводности накипи равным $1 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot \text{К})$, что соответствует среднему значению показателя для кальевой накипи, богатой известью.

Для поперечного сечения ролика решали уравнение нестационарной теплопроводности с граничными условиями III рода с использованием в них значений $\alpha_{\text{эф}}$ и определяли температурное поле ролика, а температуру на поверхности теплоизолирующего слоя рассчитывали для цилиндрической стенки из выражения [22]:

$$T_u = T - \{ Q \ln[d/(d - 2\delta)] \} / 2\pi\lambda, \quad (8.55)$$

где T_u — температура на поверхности теплоизолирующего слоя, $^{\circ}\text{C}$;

T — температура стенки канала охлаждения, $^{\circ}\text{C}$;

Q — тепловой поток к единице длины цилиндрической стенки, $\text{Вт}/\text{м}$.

Данные, приведенные в табл. 8.8, иллюстрируют влияние толщины теплоизолирующего слоя на величину коэффициента $\alpha_{\text{эф}}$. Величина второго слагаемого в формуле (8.54), характеризующего влияние теплоизолирующего слоя, на порядок превышает величину первого. Это объясняет существенное уменьшение коэффициента $\alpha_{\text{эф}}$ при росте толщины слоя. Образование теплоизолирующего слоя на поверхности канала охлаждения ведет к значительному перегреву роликов, особенно расположенных в нижней части МНЛЗ вне зоны вторичного охлаждения. Например, слой накипи более 0,5 мм может привести к перегреву рабочей поверхности ролика более 730°C , что выше температуры отпуска. Однако с утолщением теплоизолирующего слоя интенсивность его роста уменьшается вследствие снижения температуры поверхности слоя, обращенной к воде.

Влияние диаметра канала охлаждения. На первом этапе исследований принимали наружный диаметр подводящей трубы равным 28 мм (распространенный в практике проектирования размер) для ролика $\varnothing 330$ мм и варьировали значение диаметра канала охлаждения в диапазоне от 40 до 70 мм. Результаты расчетно-теоретических исследований приведены в табл. 8.9 и на рис. 8.24.

Наименьшее значение температуры стенки канала охлаждения ($T_{\text{к.о.}}$), равное 79°C , достигается при диаметре канала охлаждения 40 мм и гидравлическом диаметре 12 мм. Увеличение диаметра канала на 10 мм при постоянном расходе ведет к повышению температуры стенки канала на $10 - 30^{\circ}\text{C}$; причина — уменьшение скорости течения воды в канале и интенсивности теплоотвода.

Таблица 8.8

Температурные характеристики роликов МНЛЗ при разных режимах эксплуатации и толщинах теплоизолирующего слоя на стенках канала охлаждения

d , мм	δ , мм	Температура при скорости движения непрерывнолитого слитка, $^{\circ}\text{C}$					Q , кВт/м	Δt , $^{\circ}\text{C}$	$\alpha_{\text{зф}}$, Бт/(м \cdot К)			
		$v = 0,8$ м/мин	$v = 0,2$ м/мин	Температура при остановке литья на								
				1 мин	3 мин	10 мин						
220	0	279/68	363/68	501/69	524/73	530/79	9,1/6,7	14,5	1946			
220	0,1	283/76/70	366/76/70	504/78/72	27/82/76	33/87/81	8,7/7	13,8	1628			
220	0,5	293/93/65	375/94/67	512/96/68	535/101/73	540/109/81	7,7/7,9	12,2	981			
220	1	302/111/63	383/111/63	519/113/63	542/119/69	548/129/80	6,7/8,7	10,6	651			
220	2	315/135/56	395/136/57	529/138/58	552/144/64	558/156/76	5,3/9,9	8,4	383			
220	4	330/164/52	409/165/53	541/167/52	563/173/58	570/187/69	3,6/11,4	5,7	203			
330	0	476/93	551/93	656/91	688/91	710/96	32,0/4,2	22,7	3950			
330	0,1	488/116/94	561/116/94	664/116/94	695/117/95	717/123/101	31,0/4,8	22	2830			
330	0,5	521/185/87	591/185/87	688/186/87	717/187/88	736/196/98	27,3/6,1	19,4	1318			
330	1	547/248/79	614/248/79	706/251/81	733/251/80	751/261/92	23,3/7,9	16,5	784			
330	2	577/330/69	641/330/69	728/335/70	754/336/71	770/346/84	17,6/10,4	12,5	426			
330	4	607/414/59	667/415/60	750/422/58	774/423/59	788/434/73	11,4/13,3	8,1	215			

Примечание.

¹ Максимальная температура наружной поверхности/максимальная температура канала охлаждения (стали)/максимальная температура на поверхности теплоизолирующего слоя.

² Слева и справа от косой черты — отводимый тепловой поток внутри и снаружи ролика.

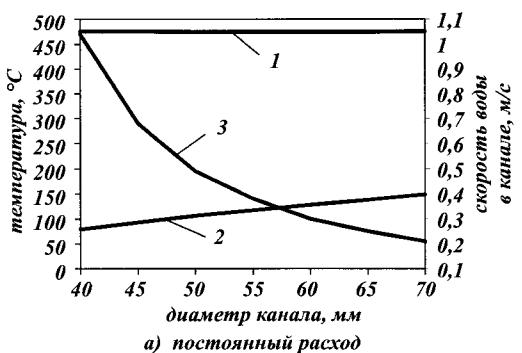
³ Перепад температуры на входе и выходе на 1 м длины бочки ролика.

Таблица 8.9

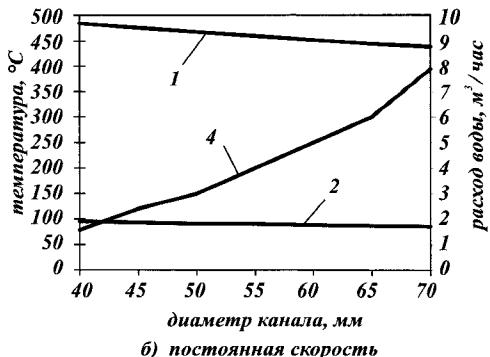
Температурные характеристики ролика диаметром 330 мм на расстоянии 15 м от мениска в зависимости от диаметра канала охлаждения при скорости литья 0,8 м/мин

d_k , мм	d_z , мм	Расход воды 2,4 м 3 /ч (R)			Скорость подачи воды 0,68 м/с (ω)		
		ω , м/с	T_n , $^{\circ}\text{C}$	$T_{k,o}$, $^{\circ}\text{C}$	R , м 3 /ч	T_n , $^{\circ}\text{C}$	$T_{k,o}$, $^{\circ}\text{C}$
40	12	1,04	476	79	1,57	484	95
45	17	0,68	476	93	2,4	476	93
50	22	0,49	475	106	3,0	468	91
55	27	0,38	475	117	4,0	460	90
60	32	0,30	475	128	5,0	452	88
65	37	0,25	475	138	6,0	445	86
70	42	0,21	476	149	7,9	439	85

Примечание. Символы d_k и d_z — диаметр канала и гидравлический; T_n — максимальная температура наружной поверхности; $T_{k,o}$ — температура канала охлаждения; ω — скорость воды; R — расход воды.



а) постоянный расход



б) постоянная скорость

Рис. 8.24. Зависимость температур наружной поверхности (1), стенки канала охлаждения (2), скорости воды в канале (3) и расхода воды (4) от диаметра канала охлаждения ролика Ø330 мм на расстоянии 15 м от мениска: а — при постоянном расходе воды; б — при постоянной скорости воды

При постоянной скорости течения воды увеличение диаметра на 10 мм приводит к снижению температуры стенки канала на 3—4°C и наружной поверхности на 13—16°C, что обусловлено увеличением площади охлаждаемой поверхности канала. При этом расход воды значительно возрастает. Например, при диаметре канала 45 мм наружная поверхность и стенка канала охлаждения имеют температуру 476 и 93°C, соответственно, расход воды составляет 2,4 м³/ч, а при диаметре канала 70 мм эти значения составляют 439 и 85°C при расходе 7,9 м³/ч, т. е. увеличение охлаждаемой площади канала в 2,4 раза привело к снижению температур наружной поверхности и поверхности канала на 10% при троекратном расходе. Следовательно, при проектировании роликов не следует стремиться к увеличению диаметра канала охлаждения — лучшие результаты будут достигнуты при правильном выборе гидравлического диаметра, т. е. нужно подобрать подводящую трубу соответствующего диаметра и рациональный расход.

Надо иметь в виду, что, несмотря на улучшение условий теплообмена на поверхности канала охлаждения, например при уменьшении диаметра канала до 40 мм (см. табл. 8.9), к уменьшению гидравлического диаметра менее 14—16 мм следует относиться осторожно из-за возможности застарания канала накипью, солями и механическими загрязнениями.

В следующей серии численных экспериментов задавались постоянным значением гидравлического диаметра 16 мм и исследовали влияние одновременного увеличения диаметра канала охлаждения и подводящей трубы на температурные характеристики роликов диаметром 220 мм, установленных в верхней части МНЛЗ на расстоянии 4 м от мениска, и роликов диаметром 330 мм, установленных вне ЗВО на расстоянии 15 м от мениска. Расход воды принимали постоянным: 1 и 2,4 м³/ч для роликов диаметром, соответственно, 220 и 330 мм. Результаты расчетных исследований приведены в табл. 8.10.

Установлено, что при постоянных расходах и гидравлическом диаметре температура наружной поверхности незначительно снижается с увеличением диаметра канала охлаждения, а температура стенки канала повышается. Увеличение диаметра канала в 1,52 раза приводит к уменьшению температуры

наружной поверхности в верхней части МНЛЗ на 1—3%, а в нижней части на 2—6% и к увеличению температуры поверхности канала охлаждения роликов, соответственно, на 3—11% и 3—7%.

Таблица 8.10

Температурные характеристики роликов МНЛЗ при разных режимах эксплуатации, одинаковом значении гидравлического диаметра и различном соотношении диаметров подводящей трубы и канала охлаждения

d, мм	d_k , мм	d_r^* , мм	d_p , мм	R , м ³ /ч	ω , м/с	Температура при скорости литья (м/мин), °C					Q , кВт/м		
						при остановке в течение		0,8	0,2				
						1 мин	2 мин			3 мин			
220	38	22	16	1	0,368	282/67	365/67	503/68	526/71	531/76	8,8/6,9		
220	44	28	16	1	0,307	279/68	363/68	501/69	524/73	530/79	9,1/6,7		
220	50	34	16	1	0,263	277/69	361/69	499/70	523/75	528/1	9,3/6,5		
220	58	42	16	1	0,221	274/69	359/70	497/71	521/77	526/85	9,6/6,2		
330	38	22	16	2,4	0,884	485/89	559/89	662/89	693/90	715/94	31,2/4,7		
330	44	28	16	2,4	0,737	476/90	551/90	656/91	688/91	710/96	32,0/4,2		
330	50	34	16	2,4	0,640	476/91	544/91	650/91	682/92	705/98	32,8/4,1		
330	58	42	16	2,4	0,531	457/92	535/92	643/93	676/94	700/101	33,7/3,9		

* Диаметр трубы.

В табл. 8.11 и на рис. 8.25—8.36 приведены результаты расчета температур, термонапряженного состояния и долговечности роликов вдоль технологического канала МНЛЗ.

Таблица 8.11

Температурные характеристики роликов МНЛЗ в различных режимах эксплуатации

S , м	d, мм	Q^* , кВт/м	Δt , °C/м	Температура при скорости литья, °C					Температурная кривизна $\times 10^3$, 1/м при скорости				
				$v = 0,8$, м/мин	$v = 0,2$, м/мин	$v = 0$ при остановке литья на			$v = 0,8$, м/мин	$v = 0,2$, м/мин	$v = 0$ при остановке литья на		
						1 мин	3 мин	10 мин			1 мин	3 мин	10 мин
3,8	220	9,4/6,3	8	277/115 (69/69)	358/101 (69/67)	496/109 (69/68)	520/100 (74/67)	525/96 (81/59)	0,031	0,15	1,4	3,29	6,27
5,5	240	9,9/6,9	8,5	289/123 (70/70)	373/109 (71/69)	513/117 (71/70)	537/108 (74/69)	543/96 (80/62)	0,027	0,12	1,13	2,69	5,42
7,2	270	10,2/8,3	9	302/130 (71/71)	391/116 (72/71)	535/124 (71/71)	560/115 (73/70)	568/104 (74/65)	0,022	0,1	0,85	2,06	4,4
13	330	11,1/10,2	9,5	328/147 (74/74)	423/135 (74/74)	571/142 (74/74)	597/133 (75/74)	604/119 (78/71)	0,016	0,07	0,5	1,24	2,85
14,5	330	33,2/4,3	11,4	474/331 (91/91)	546/305 (92/91)	659/319 (92/92)	692/300 (93/92)	717/254 (99/85)	0,035	0,17	1,35	3,47	8,25

Примечание. В числителе — максимальные, в знаменателе — минимальные значения; значения в скобках соответствуют стенке канала охлаждения;

* — линейная плотность отводимого изнутри (отводимого снаружи) теплового потока.

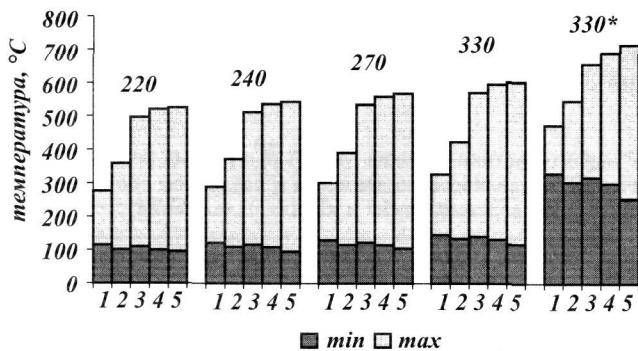


Рис. 8.25. Значения максимальных и минимальных температур на поверхностях роликов различных диаметров в зависимости от эксплуатационных режимов: 1 — $v = 0,8$ м/мин; 2 — $v = 0,2$ м/мин; 3 — $\tau = 1$ мин; 4 — $\tau = 3$ мин; 5 — $\tau = 10$ мин.
Ролик 330* расположен вне ЗВО

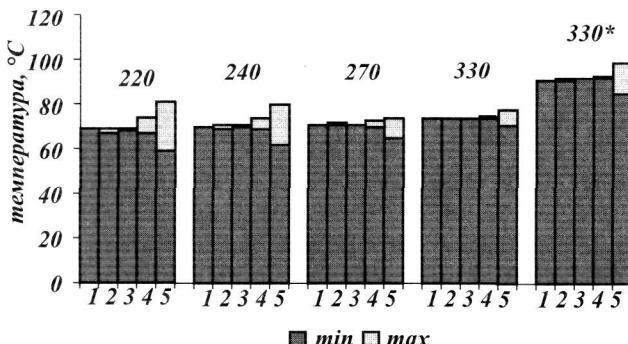


Рис. 8.26. Значения максимальных и минимальных температур на поверхностях каналов охлаждения в зависимости от эксплуатационных режимов: 1 — $v = 0,8$ м/мин; 2 — $v = 0,2$ м/мин; 3 — $\tau = 1$ мин; 4 — $\tau = 3$ мин; 5 — $\tau = 10$ мин.
Ролик 330* расположен вне ЗВО

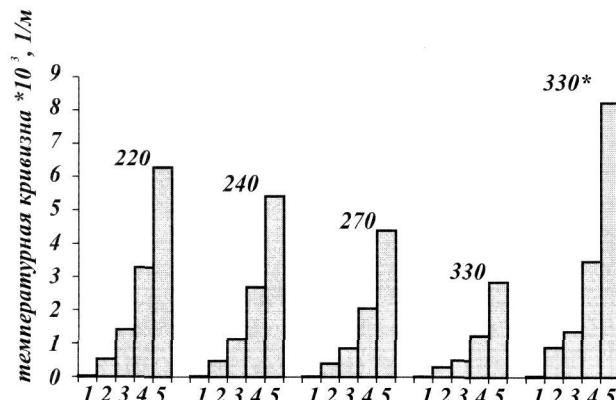


Рис. 8.27. Значения температурной кривизны роликов различных диаметров в зависимости от эксплуатационных режимов: 1 — $v = 0,8$ м/мин; 2 — $v = 0,2$ м/мин; 3 — $\tau = 1$ мин; 4 — $\tau = 3$ мин; 5 — $\tau = 10$ мин. Ролик 330* расположен вне ЗВО

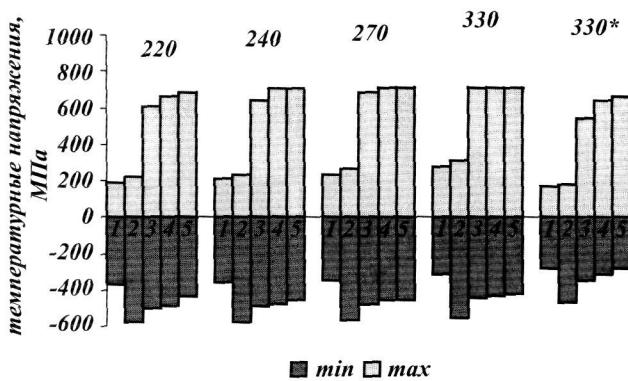


Рис. 8.28. Значения максимальных и минимальных температурных напряжений на поверхностях роликов в зависимости от эксплуатационных режимов: 1 — $v = 0,8$ м/мин; 2 — $v = 0,2$ м/мин; 3 — $\tau = 1$ мин; 4 — $\tau = 3$ мин; 5 — $\tau = 10$ мин.
Ролик 330* расположен вне ЗВО

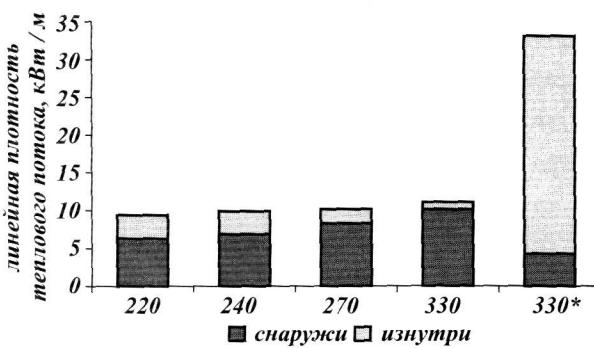


Рис. 8.29. Значения линейной плотности отводимых изнутри и снаружи тепловых потоков для роликов различных диаметров. Ролик 330* расположен вне ЗВО

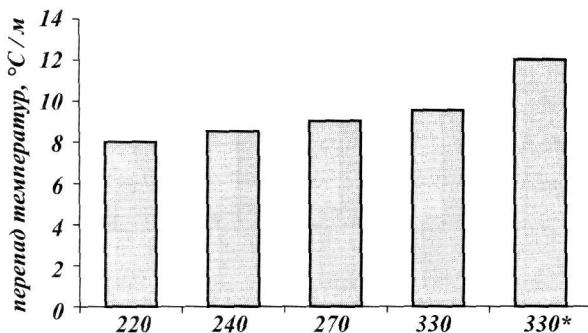


Рис. 8.30. Значения перепадов температур воды на входе и выходе из роликов в зависимости от диаметра (на 1 м длины). Ролик 330* расположен вне ЗВО

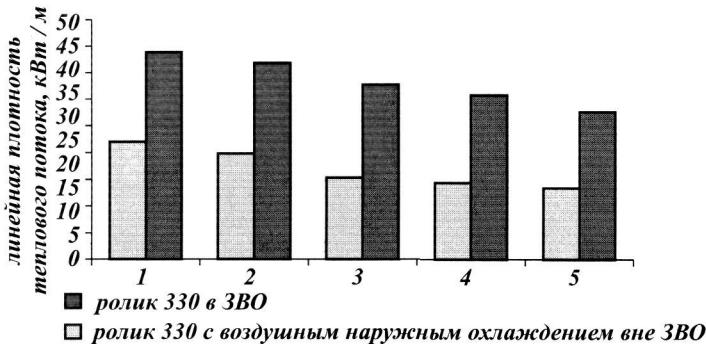


Рис. 8.31. Значения линейной плотности подводимого теплового потока для роликов различных диаметров в зависимости от эксплуатационных режимов:
1 — $v = 0,8 \text{ м/мин}$; 2 — $v = 0,2 \text{ м/мин}$; 3 — $\tau = 1 \text{ мин}$; 4 — $\tau = 3 \text{ мин}$; 5 — $\tau = 10 \text{ мин}$

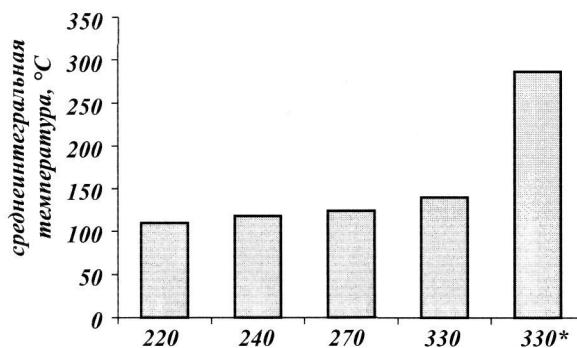


Рис. 8.32. Значения среднеинтегральных температур для роликов различных диаметров.
Ролик 330* расположен вне ЗВО

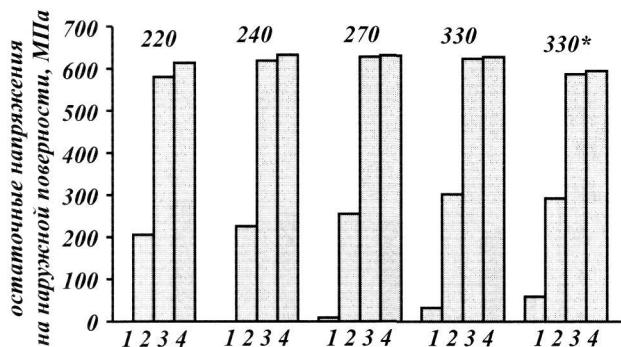


Рис. 8.33. Динамика роста остаточных напряжений в различных эксплуатационных режимах:
1 — после 1-го цикла в стационарном режиме; 2 — после 1-го замедления скорости литья;
3 — после остановки 3 мин; 4 — после остановки 10 мин.
Ролик 330* расположен вне ЗВО

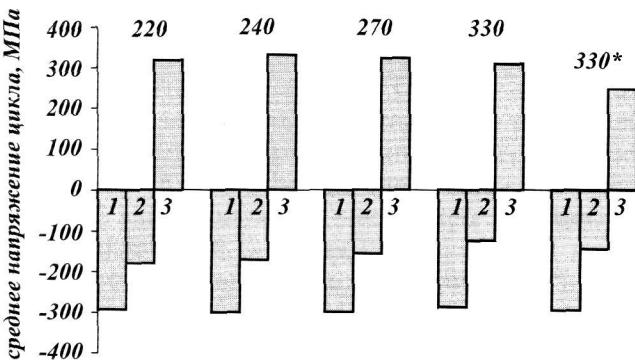


Рис. 8.34. Среднее напряжение цикла на наружных поверхностях вращающихся роликов различных диаметров в зависимости от эксплуатационных режимов: 1 — после 1-го цикла в стационарном режиме; 2 — после 1-го замедления скорости литья; 3 — после остановки. Ролик 330* расположен вне ЗВО

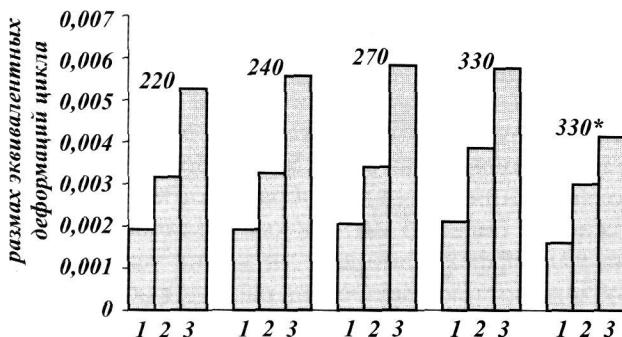


Рис. 8.35. Размах эквивалентных деформаций цикла на наружных поверхностях вращающихся роликов различных диаметров в зависимости от эксплуатационных режимов: 1 — после 1-го цикла в стационарном режиме; 2 — после 1-го замедления скорости литья; 3 — после остановки. Ролик 330* расположен вне ЗВО

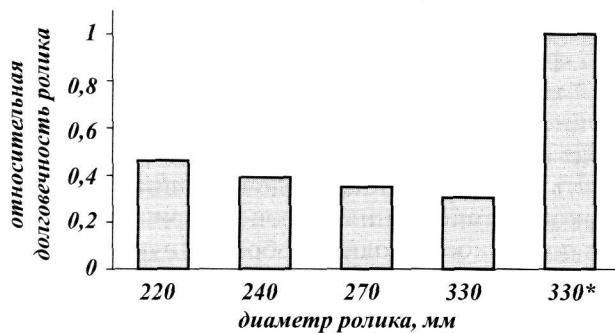


Рис. 8.36. Термоциклическая долговечность роликов различных диаметров. Ролик 330* расположен вне ЗВО

По мере удаления от кристаллизатора температура наружной поверхности роликов растет и достигает максимальных значений на поверхностях роликов горизонтального участка вне ЗВО, работающих в атмосфере воздуха. Величины размахов эквивалентных деформаций на поверхностях роликов имеют слабую тенденцию к росту при увеличении диаметров роликов, что связано с увеличением размахов температурных напряжений за цикл. Минимальный размах эквивалентных деформаций характерен для роликов вне ЗВО, работающих в атмосфере воздуха, а долговечность роликов, работающих в зоне вторичного охлаждения, приблизительно одинакова и в два раза ниже, чем долговечность роликов вне ее. Этот факт иллюстрирует влияние наружного охлаждения на термоциклическую долговечность. Наружное охлаждение увеличивает амплитуду термоциклирования, т. е. разницу между максимальной и минимальной температурой цикла (см. рис. 8.25), а следовательно, и пропорциональные им размахи температурных напряжений (см. рис. 8.28). На рис. 8.36 разница в долговечности роликов диаметром 330 обусловлена исключительно этим обстоятельством.

Таким образом, расход воды для охлаждения роликов должен быть достаточным для того, чтобы на поверхности канала охлаждения отсутствовал режим пузырькового кипения, при котором возможно интенсивное образование теплоизолирующего слоя на поверхности канала охлаждения. Для роликов, расположенных за зоной вторичного охлаждения и охлаждаемых снаружи только воздухом, расход воды должен быть в 2,5 раза большим, чем для роликов в зоне вторичного охлаждения*. Нецелесообразно стремиться к значениям диаметра канала охлаждения более 45 мм, так как увеличение площади его поверхности теплосъема малоэффективно для снижения температуры поверхности и сопряжено с необходимостью увеличения расходов воды. Выбор подходящей трубы, через которую в канал охлаждения подается вода, целесообразно ориентировать с таким расчетом, чтобы гидравлический диаметр не превышал 14–16 мм.

Влияние расхода охлаждающей воды. Для двух роликов Ø330 мм, различающихся местом установки (один — в ЗВО с внутренним и конвективным охлаждением наружной поверхности отраженной водовоздушной смесью, второй — вне ЗВО только с внутренним охлаждением), варьировали расход воды в диапазоне величин 0,5–3 м³/час и наблюдали за изменением расчетных величин скорости воды, коэффициента теплоотдачи на поверхности канала охлаждения, максимальной температуры наружной поверхности и поверхности канала охлаждения, линейной плотности отводимого теплового потока и перепада температур на входе и выходе из ролика (табл. 8.12, рис. 8.37).

Следует отметить, что отраженная водовоздушная смесь в межроликовом пространстве роликов, установленных в зоне вторичного охлаждения, эффективно экранирует поверхность ролика, обращенную к слитку от излучения. Это обстоятельство приводит к уменьшению плотности подводимого теплового потока по сравнению с такими же роликами, установленными вне ЗВО. Кроме этого, отраженная водовоздушная смесь обеспечивает дополнительное

* Сказанное относится к роликам и в ЗВО с отключаемыми зонами охлаждения.

Таблица 8.12

**Температурные характеристики роликов диаметром 330 мм в ЗВО и вне ЗВО
при различных расходах охлаждающей воды**

Место установки	d , мм	d_g , мм	R , $\text{м}^3/\text{час}$	ω , $\text{м}/\text{с}$	α , $\text{Вт}/\text{м}^2$ град	Temperatura при скорости литья (м/мин), °C						Q' , $\text{kBt}/\text{м}$	Q , $\text{kBt}/\text{м}$	Δt , °C		
						$v = 0,0$		$v = 0,2$			$v = 0,0$					
						$\tau = 1$ мин	$\tau = 3$ мин	$\tau = 10$ мин								
в ЗВО	330	16	0,5	0,13	1118	336/94	431/94	577/94	603/95	610/99	22	9,8	16,8			
	330	16	1	0,26	1946	328/74	423/74	571/74	597/75	604/78	22,2	11,1	9,5			
	330	16	2	0,53	3389	322/60	418/60	567/60	593/61	600/63	22,4	11,9	5,1			
	330	16	3	0,79	4687	319/55	416/55	565/55	591/55	599/57	22,5	12,3	3,5			
вне ЗВО	330	16	0,5	0,13	1118	523/193	590/194	695/197	725/198	745/208	35,8	27,2	46,7			
	330	16	1	0,26	1946	497/138	567/139	676/140	708/141	730/149	37,5	30,6	26,3			
	330	16	2,5	0,66	4051	473/90	546/91	659/91	692/91	716/97	38,8	33,2	11,4			
	330	16	3,5	0,92	5302	467/79	540/79	654/79	688/80	713/84	39,1	33,8	8,3			

Примечание. В числителе — максимальная температура на наружной поверхности, в знаменателе — максимальная температура на поверхности канала; Q' , Q — линейная плотность подводимого снаружи и отводимого тепловых потоков.

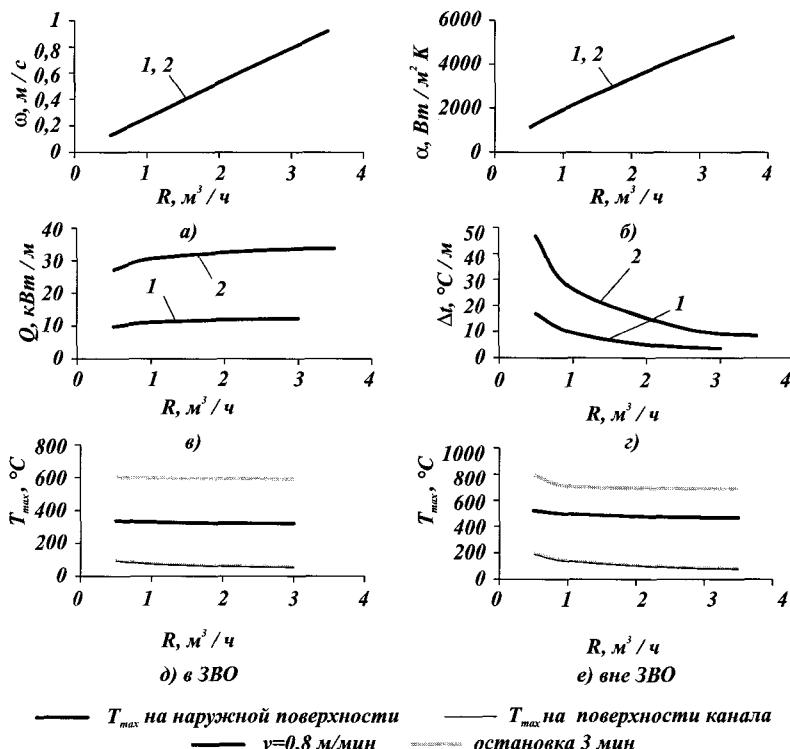


Рис. 8.37. Зависимость различных характеристик роликов с винтовой канавкой от расхода охлаждающей воды: ω — скорость подачи воды; α — коэффициент конвективной теплоотдачи на поверхности канала охлаждения; Q — плотность отводимого изнутри теплового потока; Δt — перепад температур; 1 — ролик в ЗВО, 2 — ролик вне ЗВО

охлаждение наружной поверхности роликов. По этим двум причинам для роликов вне ЗВО внутреннее охлаждение должно быть более интенсивным, приблизительно в 2–2,5 раза (см. табл. 8.12).

8.3.2. Охлаждение многоопорных роликов

Применение многоопорных роликов обусловлено потребностями в широких слябах и ужесточением требований к качеству разливаемых сталей, прежде всего трещиночувствительных. Как правило, конструктивно такие ролики выполняются составными, включающими ось и бандаж. При их конструировании необходимо выбрать рациональную, с точки зрения тепловой работы ролика, форму каналов охлаждения, место их расположения, схему перетока воды по каналам, а также из одной составной части ролика в другую, обеспечив надежную и эффективную работу уплотнений, исключающих утечку воды, выбрать необходимый расход воды, избежать недопустимых потерь напора, решить вопрос рациональной конструкции слива воды (свободная в бачок или вертлюговая).

На основе математического моделирования были выполнены расчетно-аналитические исследования различных существующих конструкций роликов и систем охлаждения.

Критерии эффективности работы роликов:

- максимальная температура наружной поверхности не выше температуры отпуска в любом эксплуатационном режиме, включая кратковременные остановки;
- температура поверхности канала охлаждения не выше 80°C для предотвращения образования теплоизолирующего слоя накипи;
- перепад температур на подводе и сливе не более 35°C (отсутствие кипения при эксплуатации МНЛЗ летом);
- минимальная температурная кривизна;
- максимальная долговечность.

Наружное и внутреннее охлаждение роликов. На первом этапе рассматривали варианты существующих конструкций роликов, а именно:

- цельнокованый ролик *a* на рис. 8.38 с центральным каналом охлаждения (внутреннее охлаждение);
- составной ролик, включающий полуую охлаждаемую ось и бандаж, сопряженный с осью с зазором, при этом охлаждение оси предназначено для

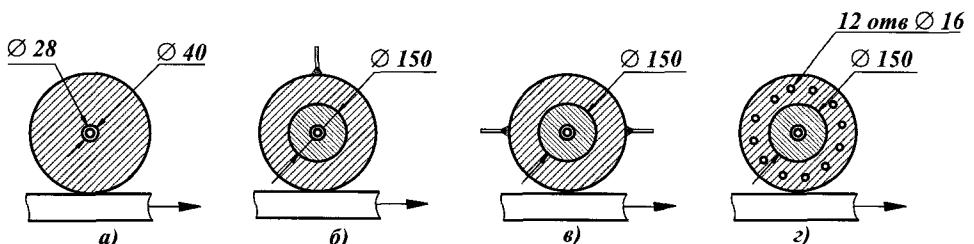


Рис. 8.38. Схемы роликов $\varnothing 300$ мм

охлаждения подшипников роликовых опор, а охлаждение бандажа осуществляется с помощью направленного факела форсунок (наружное охлаждение) (см. рис. 8.38 б и в);

- составной ролик, включающий полую ось и бандаж, сопряженный с осью с зазором, образующим полость, через которую вода, поступающая из отверстий в оси, охлаждает бандаж (внутреннее охлаждение) (см. рис. 8.38 г).

Конструкция ролика *а* характерна для уралмашевских разработок МНЛЗ, *б*, *в*, *г* применяются в проектных разработках иностранных фирм. Рассчитывали температуры, температурные напряжения и кривизну роликов в направлении нормали к поверхности слитка, а также число циклов до образования сетки трещин на поверхности. Предполагали, что все ролики имели наружный диаметр 300 мм, температура слитка 1050°C, наружная поверхность ролика участвует в контактном и лучистом теплообмене со слитком, конвективном теплообмене с окружающей средой. Для роликов *а* и *г* принимали равные расходы воды 2 м³/час, а для роликов *б* и *в* подбирали такие значения коэффициентов конвективной теплоотдачи в зоне орошения факелом форсунок, которые приводили к максимальным значениям температур, близким к соответствующим значениям для роликов *г*. Такой подход позволил поставить в идентичные по расходу воды условия ролики разной конструкции с внутренним охлаждением, т. е. *а* и *г*, а ролики с наружным охлаждением *б* и *в* из-за несходимости расходных характеристик охладителя — по максимальным температурам на поверхности с роликами, например *г*. Результаты численных расчетов приведены в таблице 8.13.

Таблица 8.13
Расчетные характеристики роликов с наружным и внутренним охлаждением

Вариант	δ , мм	α , Вт/(м ² · К)	$T_{\max}/T_{\min}/T_{\text{канала}}^{\max}$, °C				$\Delta\sigma$, МПа, $v = 0,8$ м/мин	Δt , °C/м	$1/\rho \cdot 10^3$, 1/м, $\tau = 3$ мин	$N_{\text{от}}$
			$v = 1,5$ м/мин	$v = 0,8$ м/мин	$v = 0,2$ м/мин	Остановка 3 мин				
<i>а</i>	130	5350	434/329/84	459/322/84	532/301/84	671/291/85	432	13	4,1	1
<i>б</i>	75	5000	274/99/151	318/94/160	424/70/172	599/50/198	686	—	6,9	0,04
	75	6000	264/88/140	309/83/150	417/63/161	593/47/187	691	—	6,8	0,04
	75	7000	257/80/132	303/76/142	412/59/154	589/45/179	695	—	6,7	0,04
<i>в</i>	75	2000	266/113/143	304/107/145	403/88/156	595/65/189	612	—	4,9	0,11
	75	3000	242/86/115	282/82/118	386/67/129	580/52/162	626	—	5	0,10
	75	4000	230/72/101	271/69/104	377/57/116	573/46/148	632	—	5	0,09
<i>г</i>	47	3045	249/115/64	283/109/64	377/85/74	554/72/104	551	18	5,1	0,32

Примечание. Символы: δ — минимальное расстояние от наружной поверхности до поверхности теплосъема; α — коэффициент конвективной теплоотдачи на поверхности каналов охлаждения; T_{\max} , T_{\min} — максимальная и минимальная температуры на наружной поверхности; $T_{\text{канала}}^{\max}$ — максимальная температура канала охлаждения; $\Delta\sigma$ — размах температурных напряжений на поверхности за цикл, $1/\rho$ — температурная кривизна; $N_{\text{от}}$ — относительная долговечность (за 1 принятая долговечность ролика с внутренним охлаждением)

Цельнокованые полые ролики имеют наилучший показатель термоциклической долговечности, но их применение в многоопорном варианте возможно

только в комбинации с разъемными подшипниками. Составные ролики с наружным охлаждением достаточно просты конструктивно, но имеют минимальный ресурс до образования сетки трещин на поверхности и требуют на малом радиусе МНЛЗ тщательных мер, направленных на сдувание стекающей с роликов воды воздушными форсунками вдоль осей роликов за пределы широкой грани слитка. Конструкция составного ролика с внутренним охлаждением бандажа выглядит удачной альтернативой обоим решениям [23].

Влияние взаимного расположения наружной поверхности ролика с поверхностью теплосъема. Размещали каналы охлаждения ролика g (рис. 8.38) на расстоянии от наружной поверхности — 47, 30, 24 мм; задавали одинаковый расход — 1 м³/час; предполагали, что обеспечивается петлевой переток воды из шести симметрично расположенных каналов подвода в шесть симметрично расположенных каналов слива. Характеристики теплового состояния ролика приведены в табл. 8.14.

Таблица 8.14

Зависимости расчетных характеристик роликов с внутренним охлаждением бандажа от расстояния каналов от наружной поверхности

Вариант	δ , мм	R , м ² /ч	ω , м/с	α , Вт/($\text{м}^2 \cdot \text{К}$)	Q , кВт/м	$T_{\max}/T_{\min}/T_{\text{канала}}^{\text{канала}}, ^\circ\text{C}$				$\Delta\sigma$, МПа, $v = 0,8$ м/мин	Δt , °С/м	$1/\rho \cdot$ 10^3 , $1/\text{м},$ $\tau = 3$ мин	Δp , МПа	N_{ot}
						$v = 1,5$ м/мин	$v = 0,8$ м/мин	$v = 0,2$ м/мин	Остановка 3 мин					
1	47	1	0,23	1749	41,9	264/132/81	296/125/81	389/101/94	566/87/135	542	36	5,3	0,0037	0,35
2	30	1	0,23	1749	43,1	238/102/77	272/96/79	367/70/100	549/58/173	552	37	5,7	0,0037	0,35
3	24	1	0,23	1749	43,5	229/92/77	264/86/80	361/60/106	541/49/194	555	37	5,7	0,0037	0,36

Примечание. R — расход воды; ω — скорость воды в канале охлаждения; Q — плотность отводимого теплового потока; Δp — потеря напора

Приближение поверхности теплосъема к наружной поверхности позволяет понизить максимальную температуру на наружной поверхности ролика, но приводит при остановках к повышению температуры стенок каналов охлаждения, ближайших к зоне контакта до значений, при которых возможно кипение. По этой причине целесообразно максимально удалить каналы охлаждения от наружной поверхности к оси ролика.

Влияние расходов охлаждающей воды. Варьировали расход охладителя в диапазоне 1—3 м³/час. Увеличение расхода ведет к снижению температур на рабочей

Таблица 8.15

Зависимости расчетных характеристик роликов с внутренним охлаждением бандажа от расстояния каналов от наружной поверхности

Вариант	δ , мм	R , м ² /ч	ω , м/с	α , Вт/($\text{м}^2 \cdot \text{К}$)	Q , кВт/м	$T_{\max}/T_{\min}/T_{\text{канала}}^{\text{канала}}, ^\circ\text{C}$				$\Delta\sigma$, МПа, $v = 0,8$ м/мин	Δt , °С/м	$1/\rho \cdot$ 10^3 , $1/\text{м},$ $\tau = 3$ мин	Δp , МПа	N_{ot}
						$v = 1,5$ м/мин	$v = 0,8$ м/мин	$v = 0,2$ м/мин	Остановка 3 мин					
1	47	1	0,23	1749	41,9	264/132/81	296/125/81	389/101/94	566/87/135	542	36	5,3	0,0037	0,35
2	47	2	0,46	3045	42,6	249/115/64	283/109/64	377/85/74	554/72/104	551	18	5,1	0,0146	0,32
3	47	3	0,69	4212	43	244/109/57	277/102/57	372/78/65	550/66/89	554	12	4,9	0,0326	0,31

поверхности и поверхности каналов охлаждения, наиболее эффективно влияет на значение перепада температур на подводе и сливе ролика (табл. 8.15).

Влияние схемы перетока воды. Моделировали подачу воды:

- одновременно в 12 каналов (вариант 1);
- в 6 каналов с петлевым перетоком (вариант 2);
- в 1 канал с последовательным перетоком в 12 каналов (вариант 3).

Наилучшие результаты по температурным характеристикам дает схема подачи воды в один канал с перетоком в остальные (табл. 8.16).

Таблица 8.16

Зависимости расчетных характеристик роликов с внутренним охлаждением бандажа от схемы перетока воды в каналах

Вариант	δ , мм	R , $\text{м}^2/\text{ч}$	ω , $\text{м}/\text{с}$	α , $\text{Бт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$	Q , $\text{kBt}/\text{м}$	$T_{\max}/T_{\min}/T_{\text{канала}}^{\max}$, °C				$\Delta\sigma$, $\text{МПа},$ $v = 0,8$ $\text{м}/\text{мин}$	Δt , $^{\circ}\text{C}/\text{м}$	$1/\rho \cdot$ 10^3 , $1/\text{м},$ $\tau = 3$ мин	Δp , МПа	$N_{\text{от}}$
						$v = 1,5$ $\text{м}/\text{мин}$	$v = 0,8$ $\text{м}/\text{мин}$	$v = 0,2$ $\text{м}/\text{мин}$	Остановка 3 мин					
1	47	1	0,12	1005	40,6	288/160/111	319/152/111	409/129/126	583/115/177	527	35	5,5	0,0001	0,40
2	47	1	0,23	1749	41,9	264/132/81	296/125/81	389/101/94	566/87/135	542	36	5,3	0,0037	0,35
3	47	1	1,38	7334	43,1	237/101/49	271/95/49	367/71/55	544/60/71	558	37	4,7	0,138	0,29

Эта схема позволяет достичь хорошего теплового состояния при малом расходе воды, что обусловлено высокими значениями скорости воды в каналах, и, следовательно, более интенсивным теплосъемом, но приводит по этой же причине к наибольшим потерям напора. Перепад температур на подводе и сливе не зависит от схемы перетока.

Остановимся на этом более подробно, т. к. существует ошибочное мнение относительно зависимости перепада температур на подводе и сливе из ролика от длины пути, пройденного водой. Обратим внимание на слабую зависимость величины плотности отводимого теплового потока от схемы перетока, а точнее скорости воды в каналах и связанного с ней значения коэффициента теплоотдачи от поверхности канала охлаждения воде (табл. 8.16). При изменении коэффициента теплоотдачи в 7 раз плотность теплового потока изменяется незначительно. Некоторое увеличение плотности теплового потока при последовательном перетоке воды из одного канала в другой происходит вследствие снижения температуры поверхности ролика, в результате чего его теплообмен со слитком увеличивается, но незначительно. Причина слабого влияния коэффициента теплоотдачи от поверхности канала воде обусловлена большим удельным весом собственно термосопротивления стенки ролика по сравнению с термосопротивлением, связанным с теплопередачей на поверхности канала охлаждения.

Плотность теплового потока, передаваемого стенкой от слитка воде в каналах охлаждения, связана с температурой наружной поверхности ролика следующими зависимостями [22]:

$$q = \frac{T_p - T_e}{K}, \quad (8.56)$$

где q — плотность теплового потока;

T_p , T_e — температуры поверхности ролика и воды;
 K — термосопротивление.

$$K = \frac{1}{\alpha \cdot d_1} + \frac{1}{2\lambda} \ln \frac{d_2}{d_1}, \quad (8.57)$$

где α — коэффициент теплоотдачи воде стенкой канала охлаждения;
 λ — коэффициент теплопроводности материала ролика;
 d_1 , d_2 — наружный и внутренний диаметры роликов;

$$\frac{1}{\alpha \cdot d_1} = \frac{1}{1000 \cdot 0,15} \div \frac{1}{7334 \cdot 0,15} = 0,007 \div 0,0009$$

$$\frac{1}{2\lambda} \ln \frac{d_2}{d_1} = \frac{1}{72} \ln \frac{300}{150} = 0,01.$$

Численное сравнение слагаемых в выражении (8.57) показывает, что первое термосопротивление на порядок ниже второго, а следовательно, варьирование расходом, обеспечивающим значения коэффициента теплопередачи в диапазоне 1000—7000 Вт/(м² · °C) не приведет к существенным изменениям теплового потока.

Перепад температур на подводе и отводе определяется по формуле:

$$\Delta t = \frac{Q \cdot L_b}{\rho \cdot c \cdot R}, \quad (8.58)$$

где Δt — перепад температур на входе и выходе;

Q — линейная плотность теплового потока;

L_b — длина поверхности бочки ролика, контактирующей со слитком;

ρ — плотность воды;

c — теплоемкость воды;

R — расход воды.

Т. к. в выражении (8.58) значения L_b , ρ , c — постоянны, а Q практически постоянны, то Δt зависит исключительно от расхода R .

Резюмируя результаты расчетных исследований, следует отметить следующее: внутреннее охлаждение бандажа позволит обеспечить большую термоциклическую долговечность по сравнению с наружным и существенно снижает вероятность попадания наружной воды на поверхность сляба, в первую очередь на широкой грани малого радиуса МНЛЗ при наружном охлаждении роликов, при этом каналы охлаждения целесообразно располагать возможно ближе к оси ролика для снижения вероятности поверхностного кипения в каналах при вынужденных остановках. В целях экономии воды следует стремиться к организации таких каналов и схемы перетока воды из одного канала в другой, чтобы не допустить нагрева воды до значения, соответствующего началу образования накипи при минимальных расходах. Наилучшие результаты могут дать такие конструкции составных роликов, которые образуют каналы в месте соединения бандажа с осью.

Конструкция многоопорного ролика с винтовой канавкой на оси. На рис. 8.39 показана конструкция ролика с винтовой канавкой на оси.

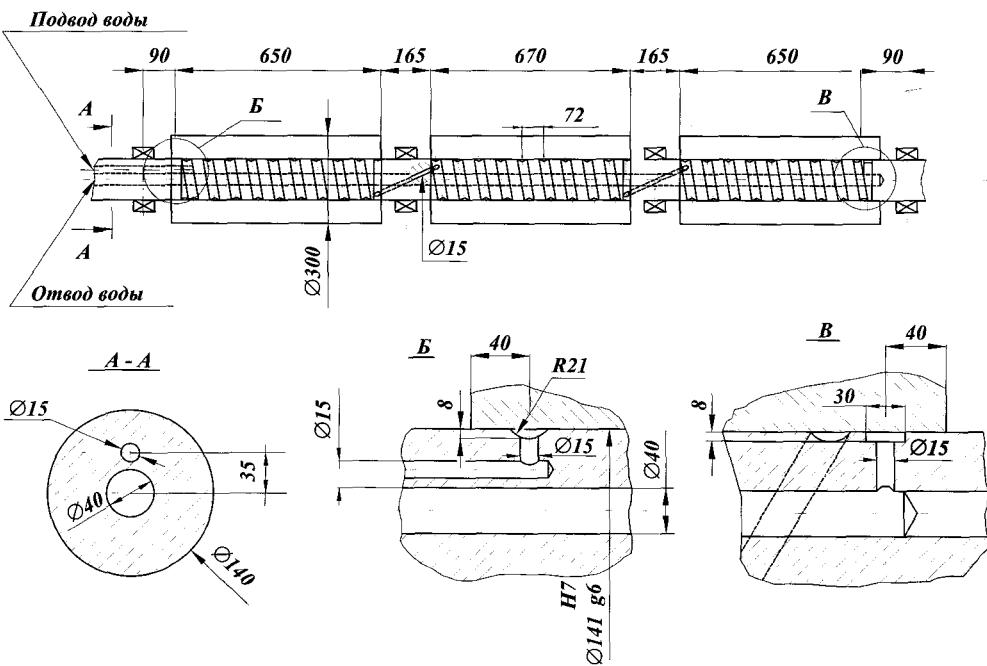


Рис. 8.39. Многоопорный ролик с винтовой канавкой

В табл. 8.17 приведены значения расчетных характеристик такого ролика, и на рис. 8.40 приведены изменения расчетных характеристик ролика в диапазоне расходов охлаждающей воды $0,5\text{--}3 \text{ м}^3/\text{час}$.

Таблица 8.17

**Расчетные характеристики ролика $\varnothing 300$ мм с винтовой канавкой
(температура слитка 1050°C)**

Вариант	δ , мм	R , $\text{м}^3/\text{ч}$	ω , $\text{м}/\text{с}$	α , $\text{Bt}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$	Q , $\text{kVt}/\text{м}$	T_{\max}/T_{\min} , $^\circ\text{C}$				Δt , $^\circ\text{C}/\text{м}$	$1/\rho \cdot 10^3$, $1/\text{м},$ $\tau = 3 \text{ мин}$	Δp , МПа	N_{ot}
						$v = 1,5$ $\text{м}/\text{мин}$	$v = 0,8$ $\text{м}/\text{мин}$	$v = 0,2$ $\text{м}/\text{мин}$	Остановка 3 мин				
1	75	3	4,3	20680	40,2	295/57	326/56	415/59	585/65	12	4,7	0,609	0,1
2	75	2	3	14953	40,1	298/59	328/59	416/61	586/68	17	4,7	0,271	0,1
3	75	1	1,5	8588	39,9	302/65	332/64	420/67	589/75	34	4,7	0,0684	0,1
4	75	0,5	0,75	4932	39,5	309/74	339/74	426/77	594/87	68	4,7	0,0173	0,1

Температура наружной поверхности ролика в указанном диапазоне расходов изменяется на 1,5–3%, поверхности каналов охлаждения — на 22–25% и перепад температур на подводе и сливе — в 5,5 раза. Последний показатель (перепад температур) исключает возможность применения расходов воды менее $2 \text{ м}^3/\text{час}$, в противном случае возникает опасность интенсивного солеобразования на стенках каналов. Например, при расходе $1 \text{ м}^3/\text{час}$ расчетный перепад температур на подводе и сливе составляет 34°C на 1 м бочки (см табл. 8.17) или 68°C на суммарную длину бочки 2 м. Необходимо учитывать, что при

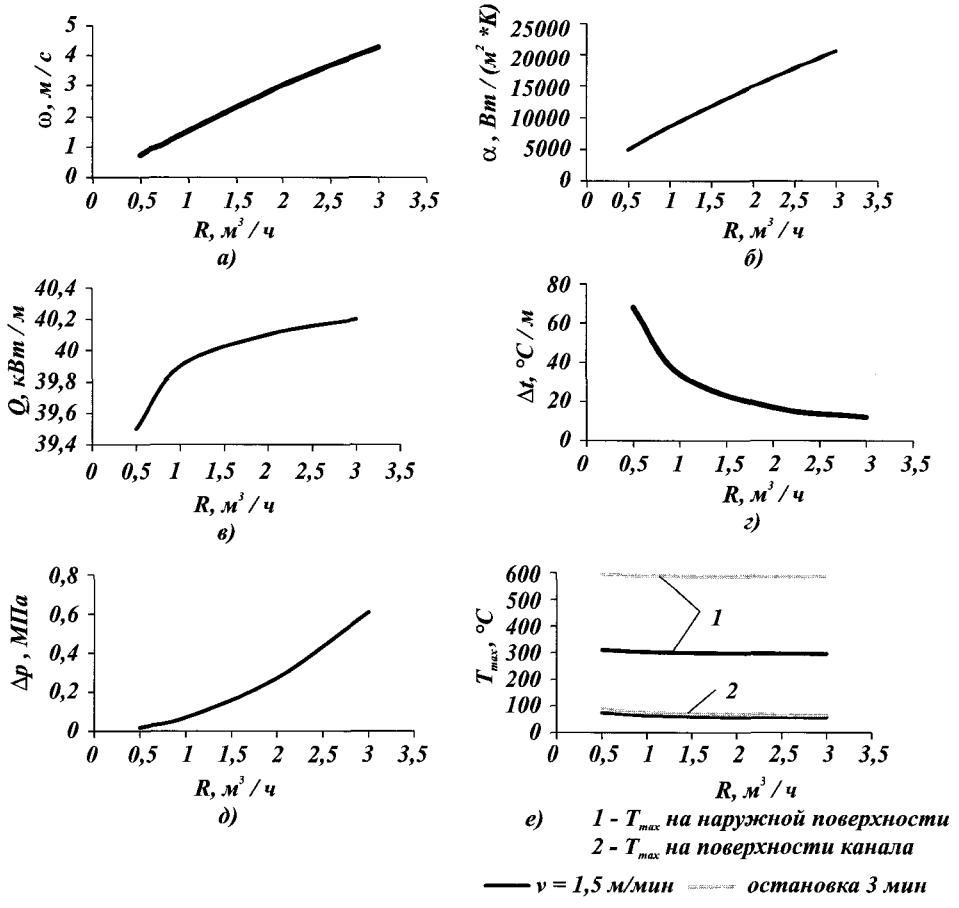


Рис. 8.40. Зависимость различных характеристик роликов с винтовой канавкой от расхода охлаждающей воды: ω — скорость подачи воды; α — коэффициент конвективной теплоотдачи на поверхности канала охлаждения; Q — плотность отводимого изнутри теплового потока; Δt — перепад температур; Δp — потеря напора

сезонном летнем увеличении температуры воды на подводе до 35°C при низких расходах возможно закипание воды в зоне слива. Увеличение расхода воды до значений более 2 м³/час тоже нецелесообразно вследствие значительной потери напора (см. табл. 8.17, рис. 8.40). Уменьшить потери напора можно некоторым увеличением площади поперечного сечения винтовой канавки, при этом следует помнить, что падение напора пропорционально квадрату скорости. Например, увеличение площади поперечного сечения на 20% приведет к пропорциональному снижению скорости воды в каналах и снижению потерь напора на 35% без заметного увеличения температур наружной поверхности и поверхности канала охлаждения.

Другой эффективной мерой является выполнение винтовой канавки многозаходной. Например, выполнение винтовой канавки двухзаходной с подачей в каждый заход 1 м³/час воды позволит добиться удовлетворительного тепло-

вого состояния и снизить потери напора до 0,07 МПа. При этом суммарный расход воды на ролик — 2 м³/час и соответствующий ему перепад температур на подводе и сливе — 17 °С на 1 м бочки.

Конструкция многоопорного ролика с фрезерованными на поверхности оси пазами. На рис. 8.41 показана конструкция многоопорного ролика с продольными фрезерованными на поверхности оси ролика шестнадцатью каналами сечением 3×10 мм.

Применение таких роликов позволит достичь при расходе 2 м³/час и прямоточной схеме подачи воды значений температур на наружной поверхности и поверхности канала охлаждения на уровне соответствующих значений для ролика с винтовой канавкой (табл. 8.18).

Таблица 8.18

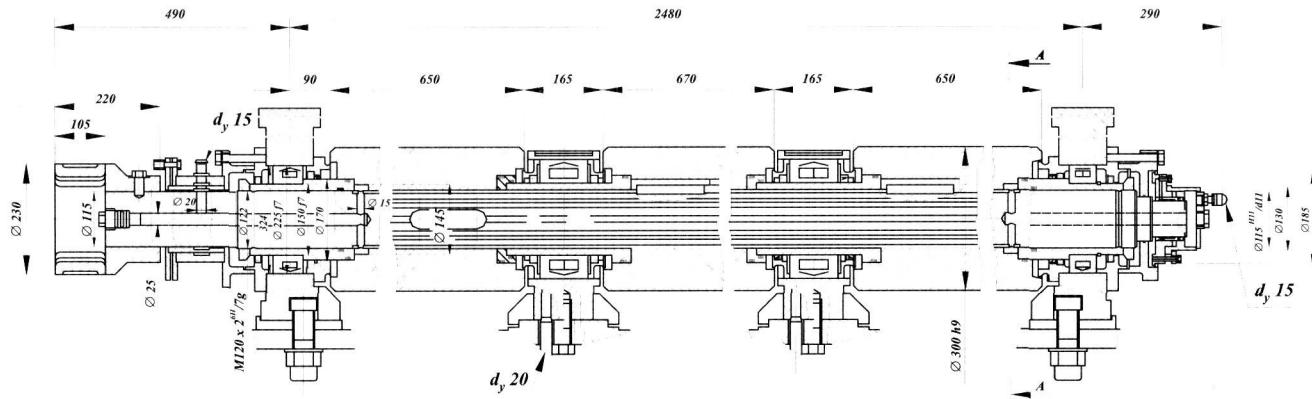
Расчетные характеристики ролика Ø300 мм с фрезерованными на оси каналами

Вариант	Канал охлаждения	δ , мм	R , м ³ /ч	ω , м/с	α , Вт/(м ² · К)	Q , кВт/м	$T_{\max}/T_{\max}^{\text{канала}}$, °С			Δt , °C/м	Δp , МПа	N_{ot}
							$v = 0,8$ м/мин	$v = 0,2$ м/мин	Остановка 3 мин			
1	16 пазов 3·10 мм	75	2	1,157	8162	35,4	300/52	418/56	606/66	15,2	0,0293	0,1
2	8 пазов 6·10 мм	75	2	1,157	7407	35,4	340/87	422/103	620/116	15,7	0,0203	0,1

Если число каналов уменьшить вдвое при двукратном увеличении ширины канала и, соответственно, площади поперечного сечения, снижается опасность засорения каналов при увеличении значений температур на наружной поверхности ролика и стенках каналов охлаждения (табл. 8.18).

Если число каналов увеличить до 12, а размеры каналов уменьшить до 5×8 мм, при этом значения температур на наружной и внутренней поверхности будут занимать промежуточное положение для вар. 1 и 2 в табл. 8.18. Достоинством конструкции является низкая потеря напора. Температура резиновых уплотнений в местах сопряжения бандажа с осью ≈70 °С.

Резюме. По сравнению с наружным внутреннее охлаждение составных многоопорных роликов обеспечит более высокие показатели термоциклической долговечности и исключит возможность попадания охлаждающей ролик воды на поверхность широкой грани малого радиуса МНЛЗ. При конструировании составных многоопорных роликов каналы охлаждения следует максимально приближать к месту сопряжения бандажа с осью, выполняя их на оси, например, в виде винтовых канавок или фрезерованных пазов. Винтовые канавки целесообразно выполнять двухзаходными, подавая в каждый заход воду с расходом 1 м³/час. Размеры каналов охлаждения должны обеспечить отсутствие их засорения, при этом максимальный линейный размер должен быть не менее 3–5 мм, в зависимости от подготовки воды, а площадь поперечного сечения должна обеспечивать скорость воды в каналах не менее 0,75–1 м/с.



A-A

B

Рис. 8.41. Многоопорный ролик с продольными фрезерованными на поверхности оси ролика шестнадцатью каналами сечением 3×10 мм

ЛИТЕРАТУРА

1. Буланов Л. В., Константинов Г. В. Расчет напряженного состояния роликов МНЛЗ при пластических деформациях // Динамика и прочность металлургических машин: Сб. научных трудов / М.: ВНИИМЕТМАШ. 1984. С. 38–46.
2. Шусторович В. М., Ситосенко В. А., Буторов А. В., Буланов Л. В. Методика расчета долговечности роликов машин непрерывного литья заготовок. РТМ 24.113.02-81, издание официальное.— М. 1981.— 32 с.
3. Садао О., Хирогоси Т. Ролики для установки непрерывной разливки // Кобэ Сейко Гихо. 1979. Т. 29. № 3. С. 42–47.
4. Буланов Л. В., Яковлев В. В., Коршунов Л. Г. Испытания металлических материалов на износ при повышенных температурах // Инф. листок № 734-84 / Свердловск: МТУНТИП. 1983. С. 4.
5. Буланов Л. В., Карлинский С. Е., Волегова В. Е. Асанова Р. Ф. Расчетно-теоретическое обоснование конструкции роликов направляющего аппарата МНЛЗ // Металлургические заготовительные производства: процессы и машины: Сб. науч. тр. / Свердловск: АН СССР Уральское отделение. 1992. С. 31–36.
6. Мэнсон С. Температурные напряжения и малоцикловая усталость.— М.: Машиностроение, 1974.— 343 с.
7. Буланов Л. В., Карлинский С. Е., Волегова В. Е. Расчетная оценка долговечности и усовершенствование роликов МНЛЗ // Надежность крупных машин: Сб. науч. тр. / Свердловск: НИИтяжмаш ПО Уралмаш. 1988. С. 181–191.
8. Буланов Л. В., Дозморова Т. П. Расчет напряженно-деформированного состояния нагретого цилиндра. Программа. Инв. номер П005935. Программный фонд ОФАП, НИИПТМАШ, 1982.
9. Соколовский В. В. Теория пластичности.— М.: Высшая школа. 1969.— 601 с.
10. Непершин Р. И., Клименов В. В., Шусторович В. М., Буторов В. А. Исследование температурных полей роликов машин непрерывного литья стали // Машиноведение. 1974. № 4. С. 81–88.
11. Шорин С. Н. Теплопередача.— М.: Высшая школа. 1964.— 312 с.
12. Буланов Л. В., Шусторович В. М., Карлинский С. Е., Волегова В. Е. Температурные напряжения в роликах с разрезными бандажами // Совершенствование конструкций, исследование и расчет машин непрерывного литья заготовок: Сб. научн. трудов / М.: ВНИИметмаш. 1987. С. 47–58.
13. Биргер И. А. Термопрочность деталей машин.— М.: Машиностроение. 1975.— 455 с.
14. Кравченко А. П., Лещинский Л. К., Лепихов Л. С. и др. Повышение работоспособности роликов машин непрерывного литья заготовок // Металлург. 1984. № 4. С. 25–27.
15. Хеддерих И. Слябовая машина на заводе фирмы «Клекнер верке» // Черные металлы. 1977. № 24. С. 18.
16. Montagut J. Z., Renaud J. J., Vailly G. et. etc. Amelioration de la duree de vie des rouleaux de coulee continue par rechargement // Revue de Mttallurgie. 1983. №3. Р. 207–220.
17. Марочник стали и сплавов.— М.: ЦНИИМЕТМАШ. 1971.— 481 с.
18. Домбровский Ф. С., Буланов Л. В., Кузгинов В. И. Закономерность развития и торможения трещин в роликах МНЛЗ // Конструирование. Расчет и исследование МНЛЗ криволинейного типа: Сб. науч. тр. / Свердловск: НИИтяжмаш ПО Уралмаш. 1989. С. 124–136.
19. Яковлев В. В., Барышников Ю. И., Сурков А. В. и др. Опыт наплавки роликов МНЛЗ // Сталь. 1999. № 9. С. 60–61.
20. Яковлев В. В., Копысов В. А. Сварка и родственные технологии — в XXI век // Материалы международной конференции / Киев: ИЭС. 1998. С. 143.
21. Буланов Л. В., Волегова В. Е. Рациональное охлаждение роликов МНЛЗ // Сталь. 1999. № 9. С. 16–18.
22. Исаченко В. П. Осипова В. А., Сукомел А. С. Теплопередача.— М.: Энергия. 1975.— 485 с.
23. Буланов Л. В., Карлинский С. Е., Волегова В. Е. Асанова Р. Ф. Долговечность роликов МНЛЗ при наружном и внутреннем охлаждении // Надежность крупных машин: Сб. науч. тр. / Свердловск: ПО Уралмаш НИИтяжмаш. 1990. С. 126–131.

**Буланов Л. В., Корзунин Л. Г., Парфенов Е. П.,
Юровский Н. А., Авдонин В. Ю.**

**МАШИНЫ
НЕПРЕРЫВНОГО ЛИТЬЯ
ЗАГОТОВОК**

Теория и расчет

Редактор *С. Любчикова*
Иллюстрации *М. Переваловой*
Компьютерная верстка *О. Васюхиной*

Подписано в печать 11.12.03.
Формат 70×100/16. Гарнитура «Таймс».
Печать офсетная. Тираж 1000 экз.
Заказ Я-866

Уральский центр ПР и рекламы — «Марат»

Отпечатано в типографии ГУП ПИК «Идел-Пресс» в полном
соответствии с качеством предоставленных диапозитивов.
420066, г. Казань, ул. Декабристов, 2.

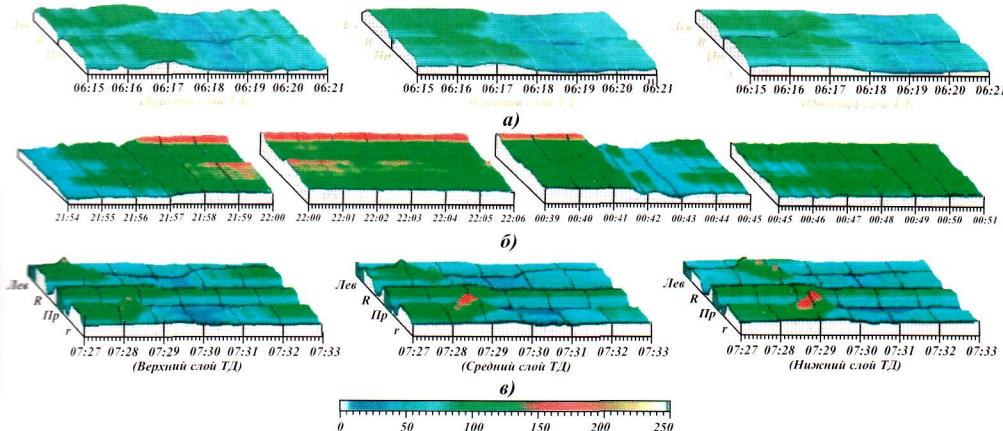


Рис. 2.2. Примеры архивных записей системы «Термовизор» НПП «ТЕХНОАП» на МНЛЗ ММК:
 а - распределение температуры стенок кристаллизатора в различных режимах поддержания уровня металла;
 б - неточная установка стакана, вызывающая локальный перегрев (последний фрагмент соответствует переустановке стакана); в - распределение температур на поверхностях стенок кристаллизатора в момент подвисания

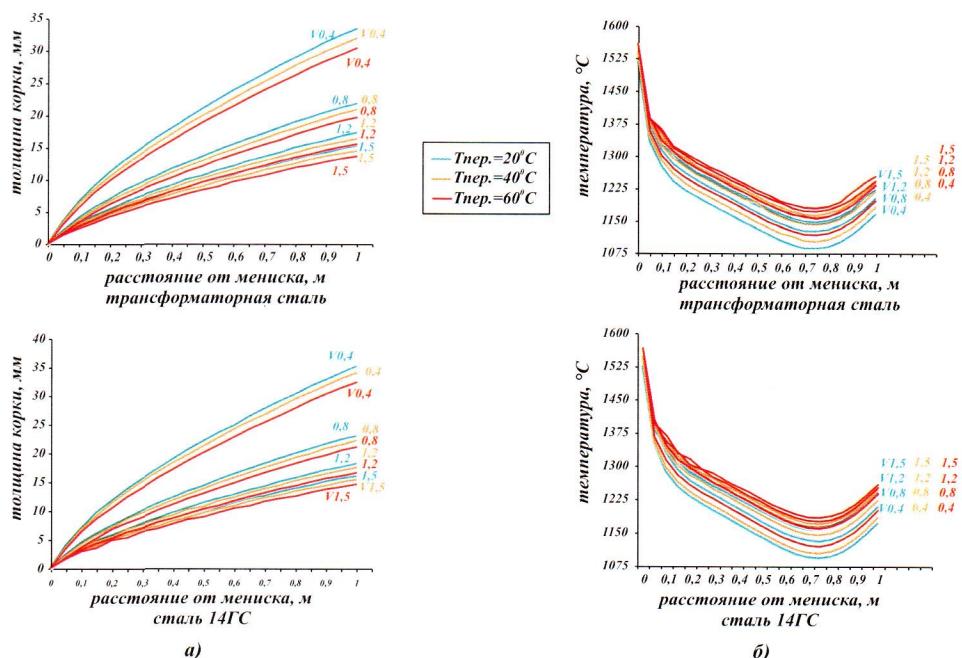


Рис. 2.4. Изменение толщины корки (а) и температуры (б) середины широкой грани слаба толщиной 250 мм в кристаллизаторе

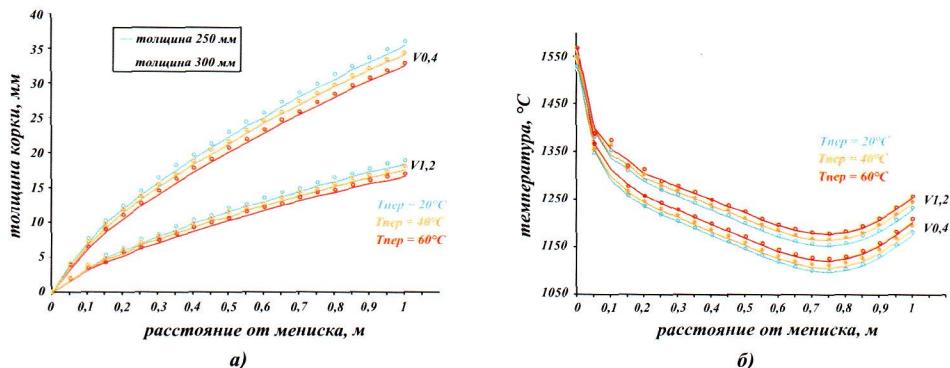


Рис. 2.5. Изменение толщины корки (а) и температуры (б) середины широкой грани сляба в зависимости от его толщины и температуры перегрева жидкого металла при литье стали 14ГС со скоростью 0,4 м/мин и 1,2 м/мин

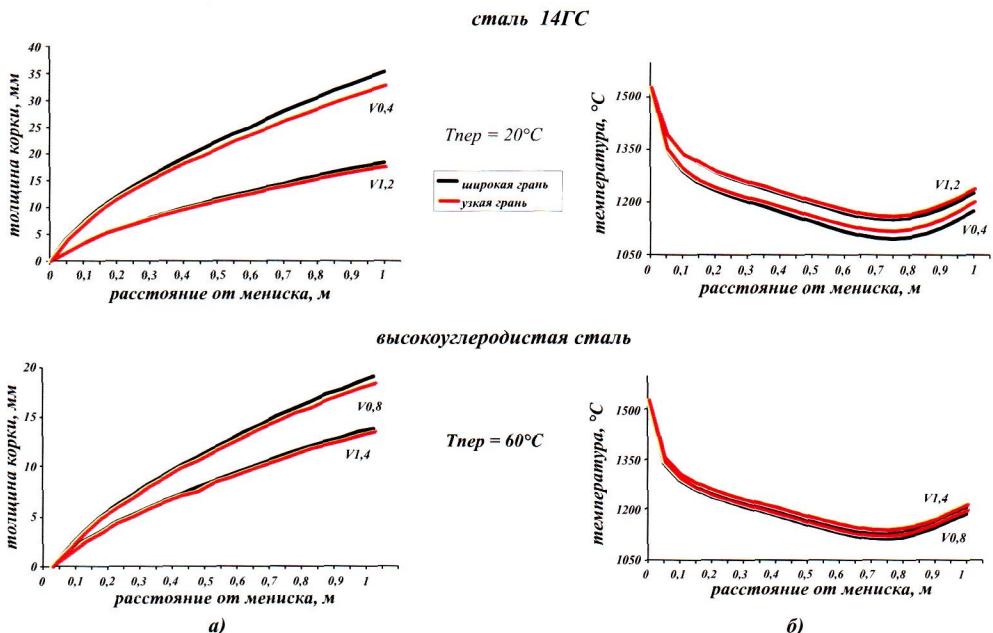


Рис. 2.6. Изменение толщины корки (а) и температуры (б) середины широкой и узкой грани сляба толщиной 250 мм при литье стали 14ГС с разной температурой перегрева

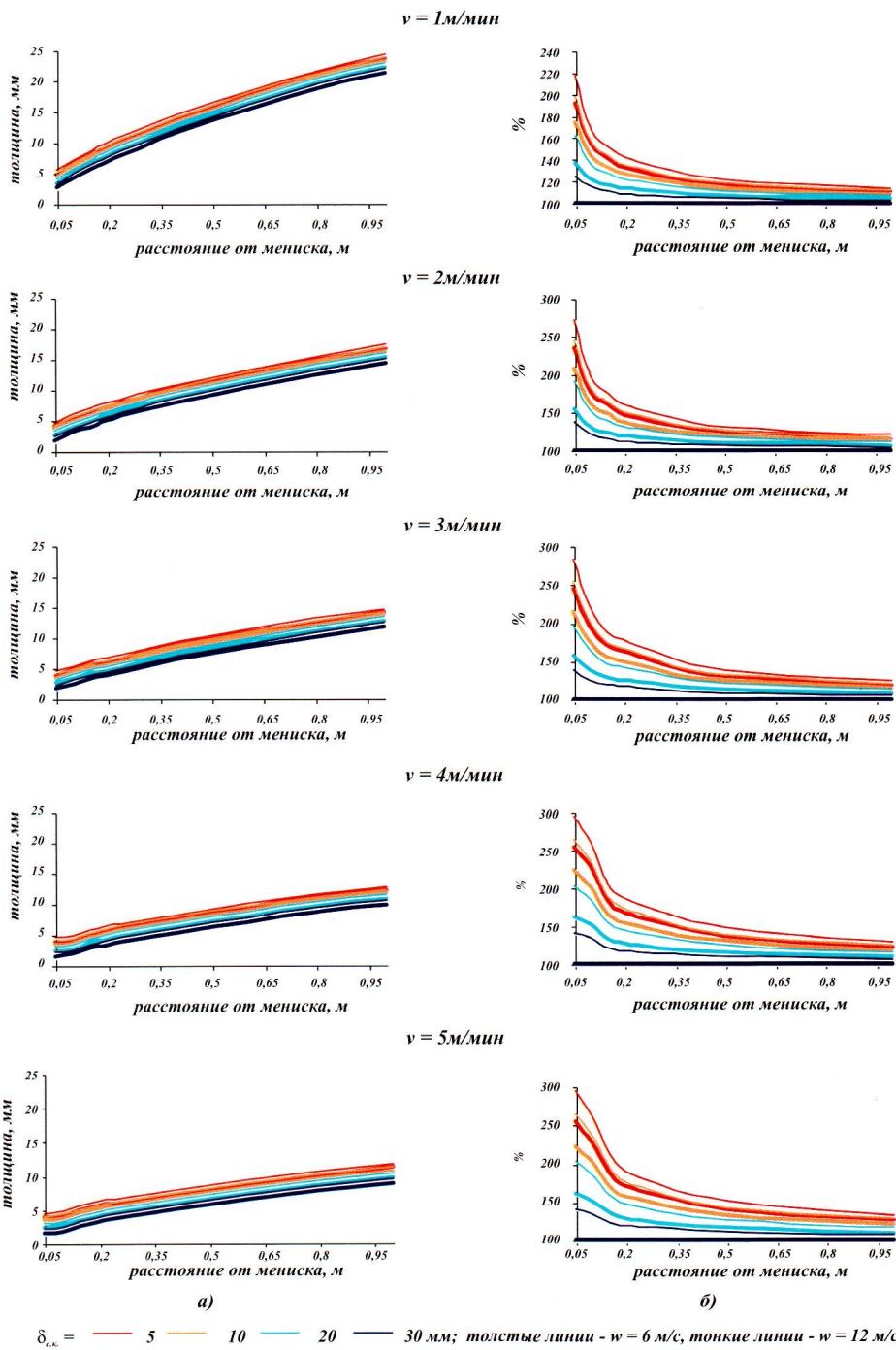


Рис 2.11. Изменение толщин корки (а) и отклонения в % в значении толщин по высоте кристаллизатора (б) от толщины его стенки и скорости течения воды (толщина 30 мм, скорость воды 6 м/с - базовые для сравнения)

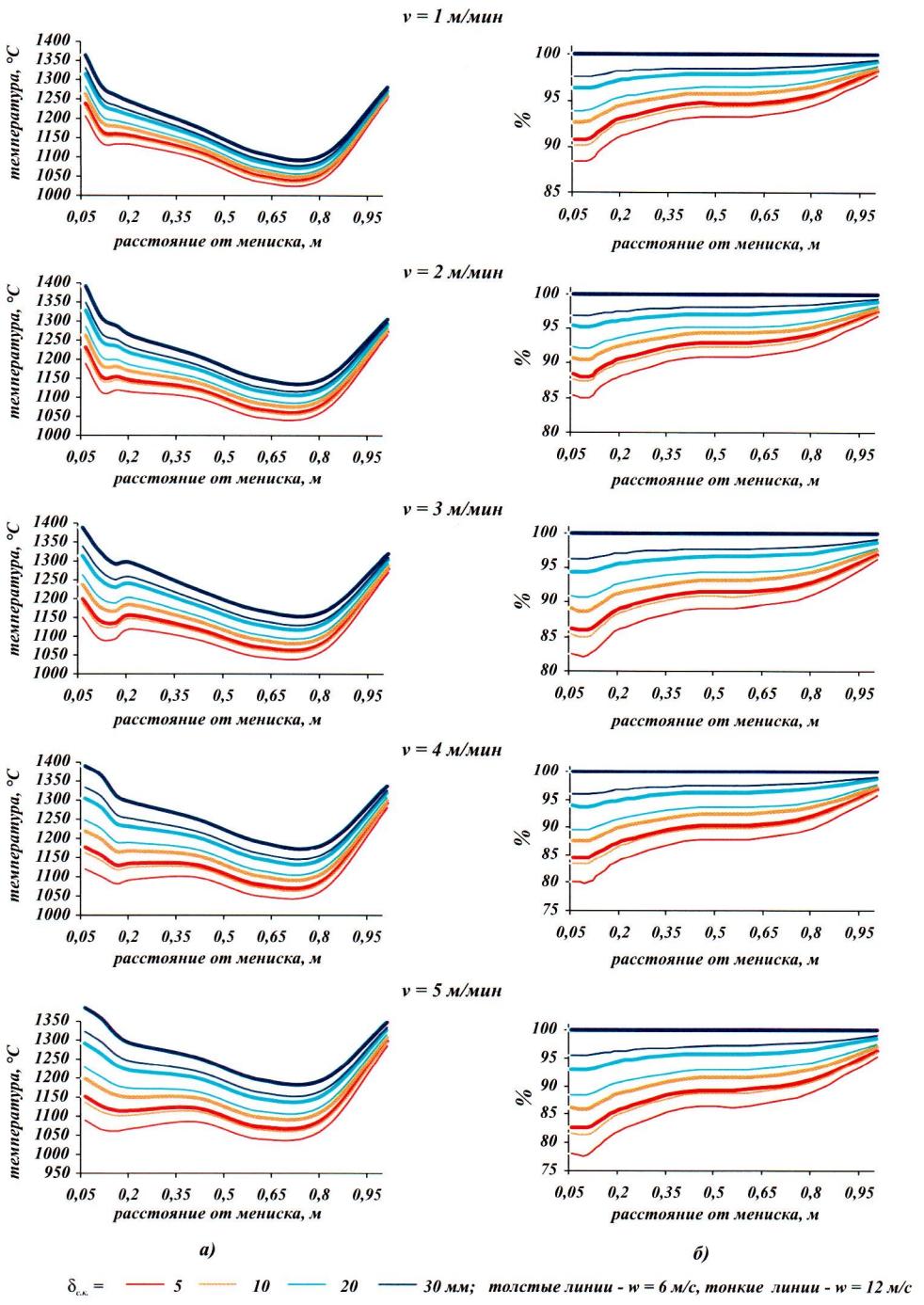


Рис. 2.12. Изменение температуры наружной поверхности корки (а) и отклонения в % значений температуры по высоте кристаллизатора (б) в зависимости от толщины его стенки и скорости течения воды (толщина 30 мм, скорость воды 6 м/c - базовые для сравнения)

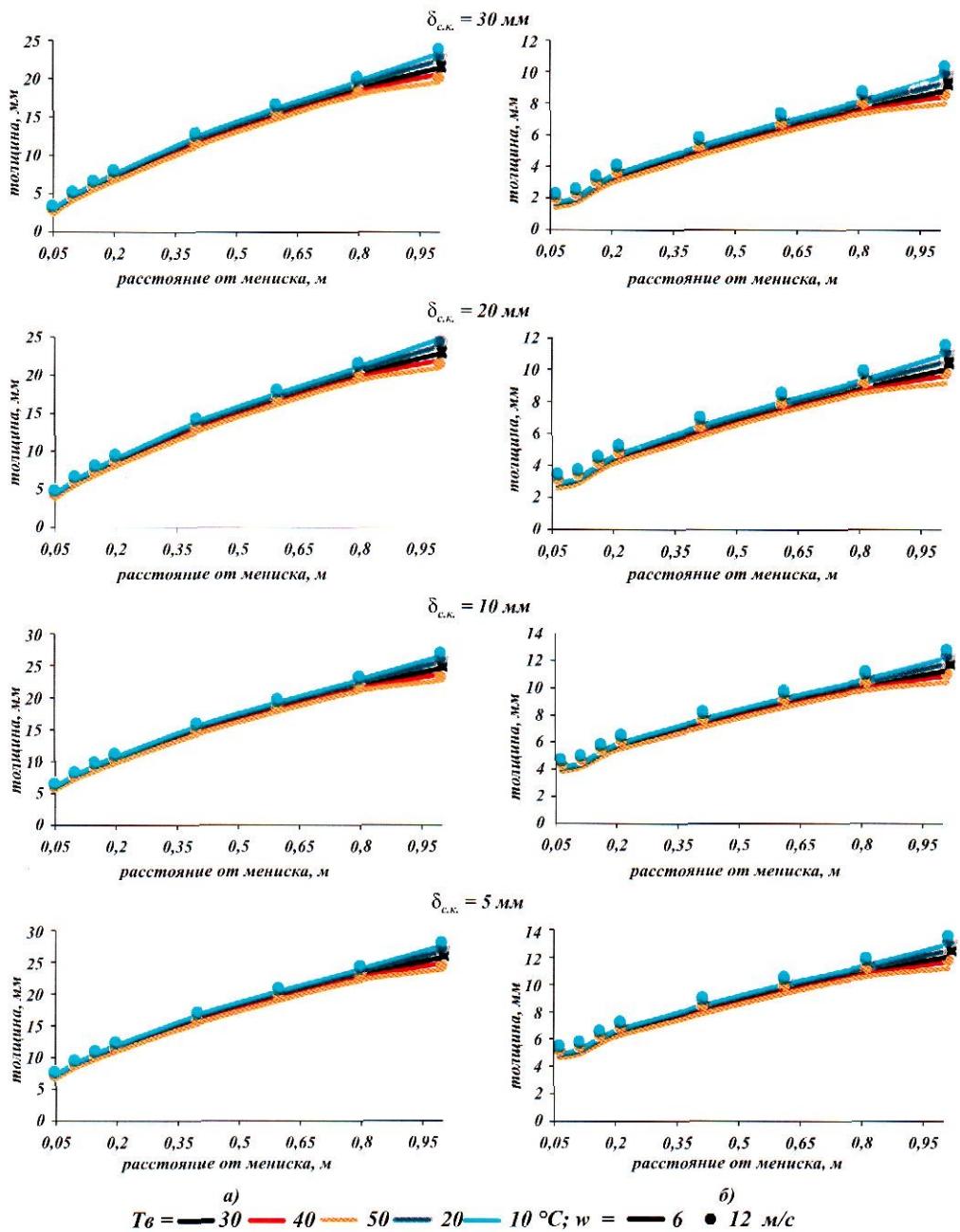


Рис. 2.13. Изменение толщин корки в зависимости от температуры и скорости течения воды:
 а) $v = 1 \text{ м/мин}$; б) $v = 5 \text{ м/мин}$

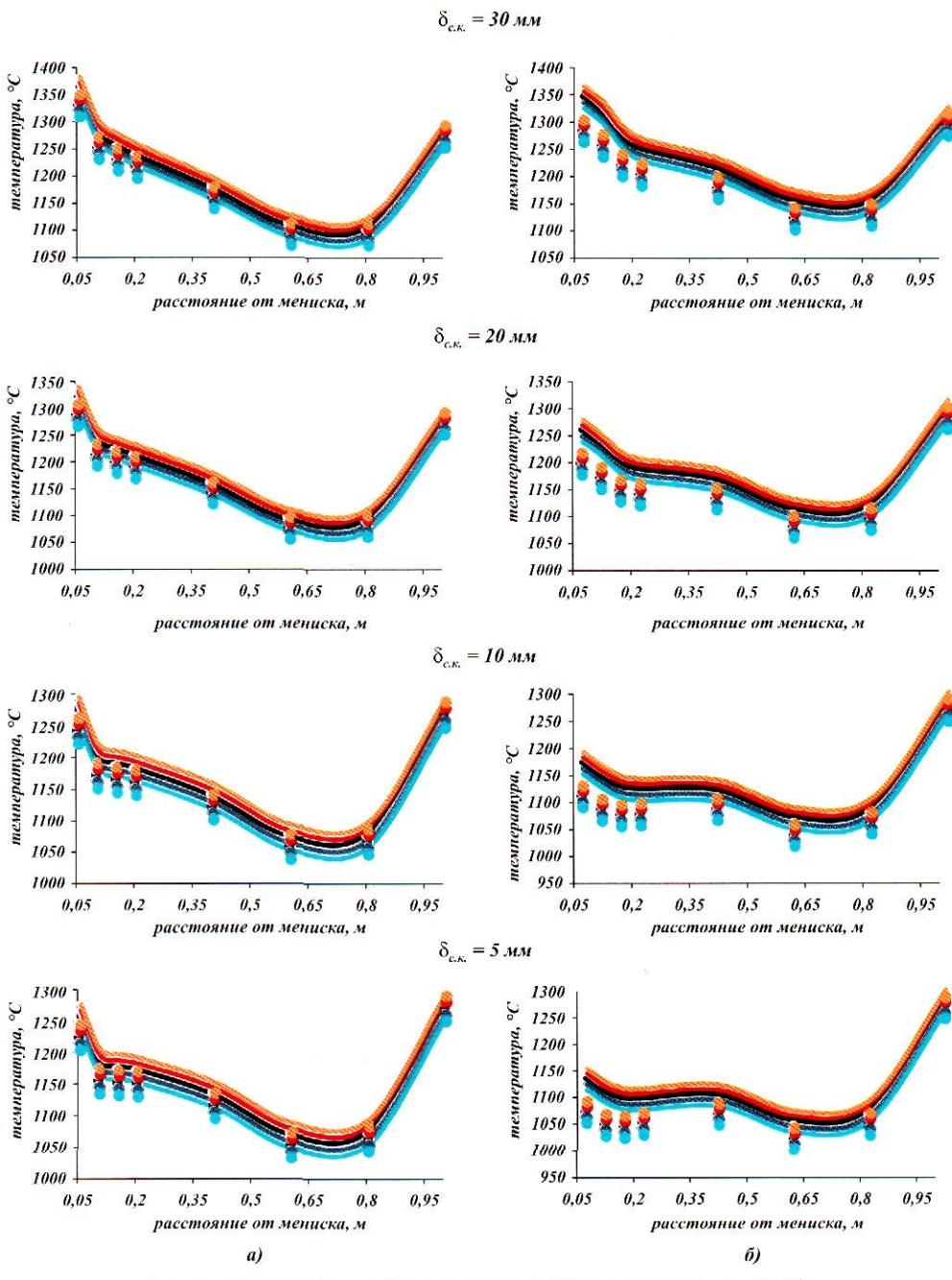


Рис. 2.14. Изменение температуры поверхности корки в зависимости от температуры и скорости течения воды:
 $a - v = 1 \text{ м/мин}, \delta - v = 5 \text{ м/мин}$

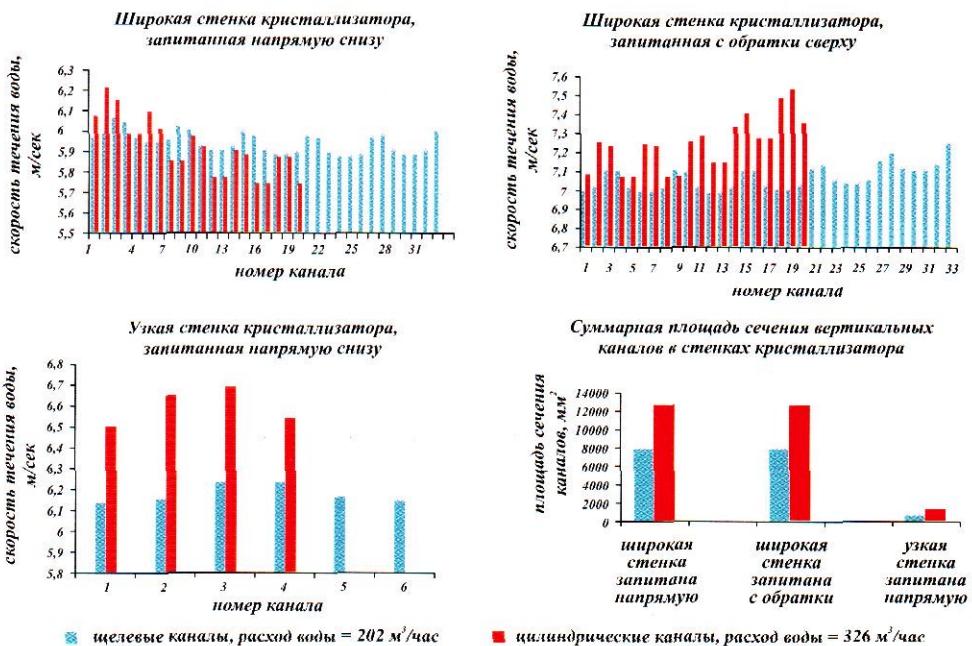


Рис. 2.18. Распределение скоростей течения воды по каналам различной формы в стенках кристаллизаторов при петлевой схеме охлаждения (приведенные расходы воды соответствуют суммарным на кристаллизатор)

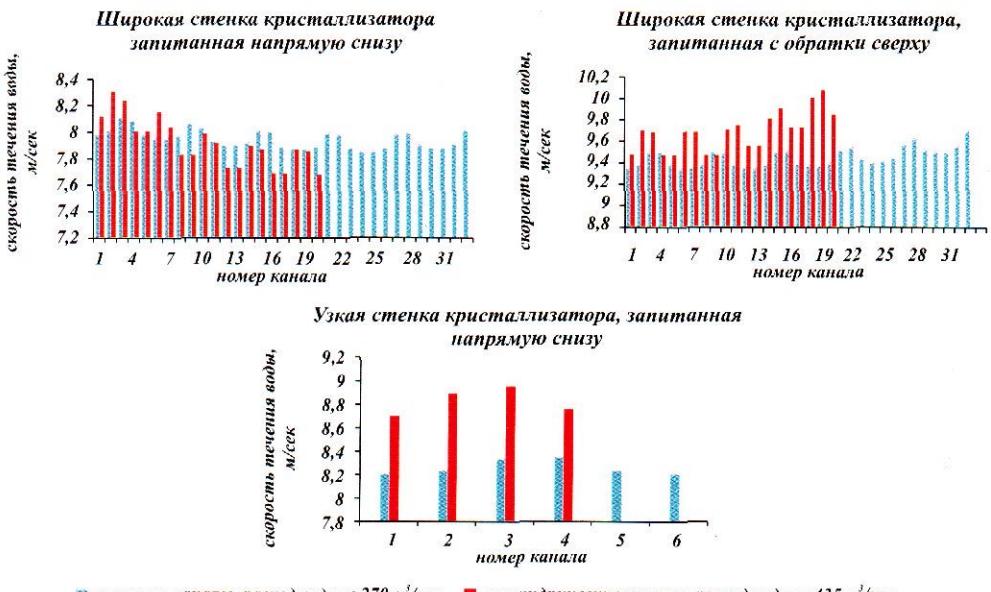
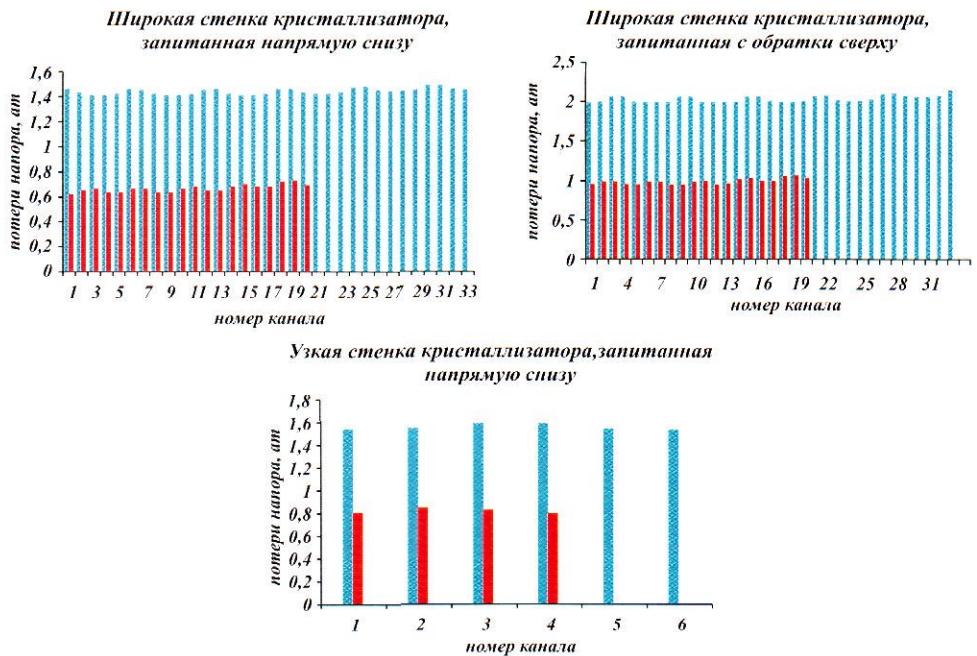
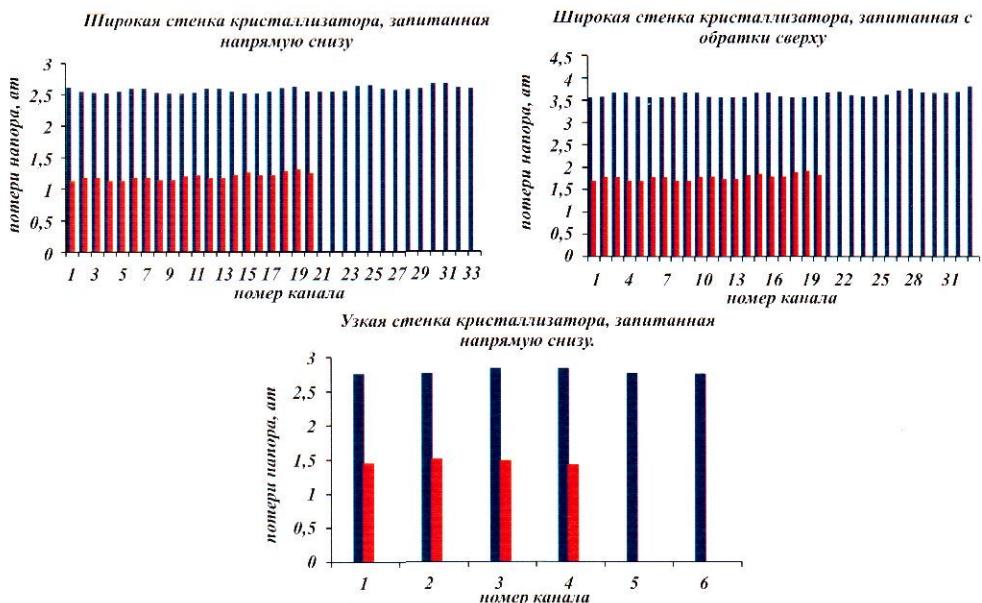


Рис. 2.19. Распределение скоростей течения воды по каналам различной формы в стенках кристаллизаторов при петлевой схеме охлаждения



■ щелевые каналы, расход воды = $202 \text{ м}^3/\text{час}$ ■ цилиндрические каналы, расход воды = $326 \text{ м}^3/\text{час}$

Рис. 2.20. Потери напора в каналах различной формы в стенках кристаллизаторов при петлевой схеме охлаждения



■ щелевые каналы, расход воды = $270 \text{ м}^3/\text{час}$ ■ цилиндрические каналы, расход воды = $435 \text{ м}^3/\text{час}$

Рис. 2.21. Потери напора в каналах различной формы в стенках кристаллизатора при петлевой схеме охлаждения

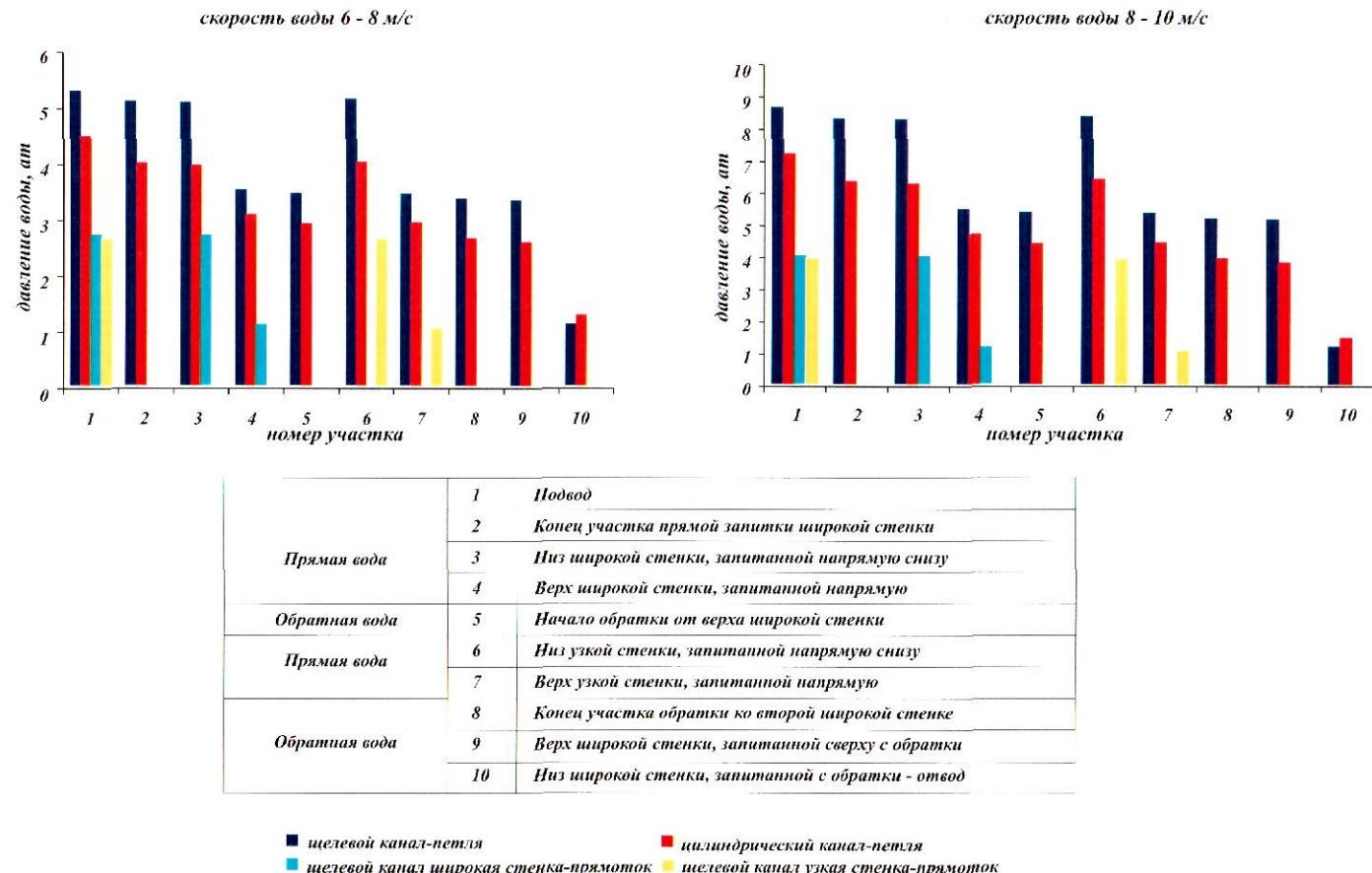


Рис. 2.22. Давление воды на участках водяной магистрали при разных схемах охлаждения и конструктивных формах каналов в стенках кристаллизаторов

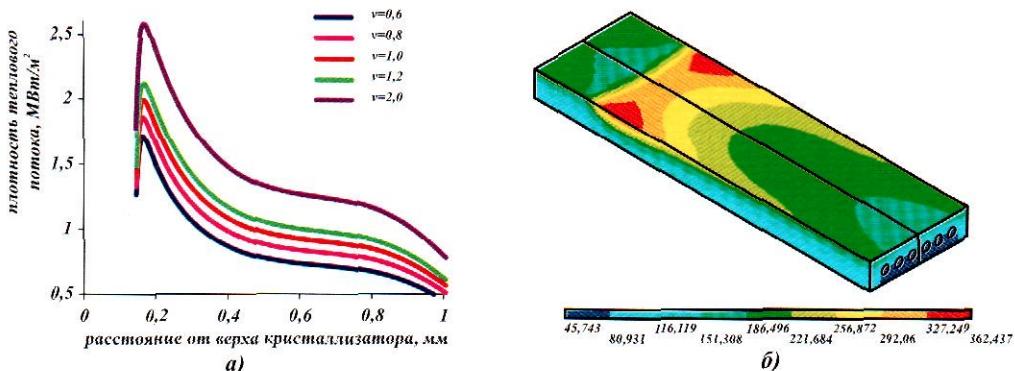


Рис. 2.23. Изменение плотности теплового потока (а) и пример температурного поля узкой стенки кристаллизатора (б)

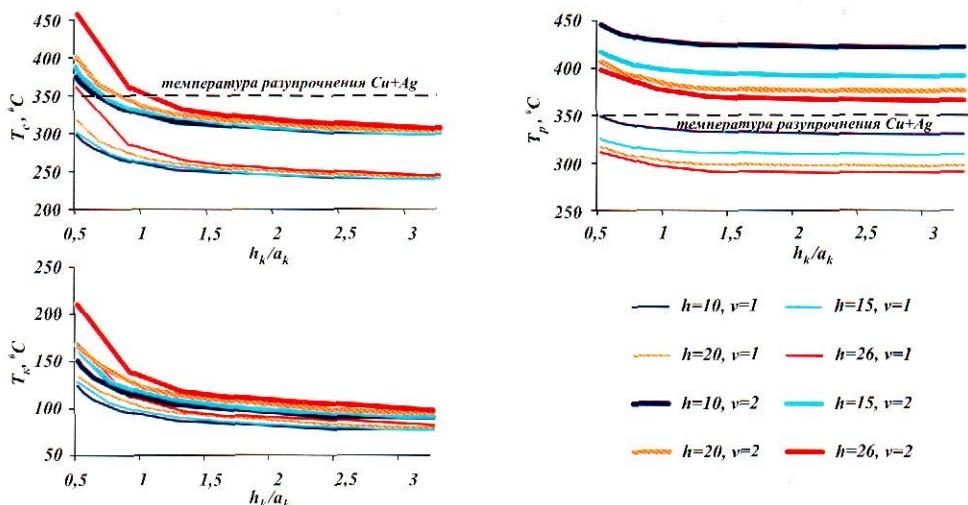
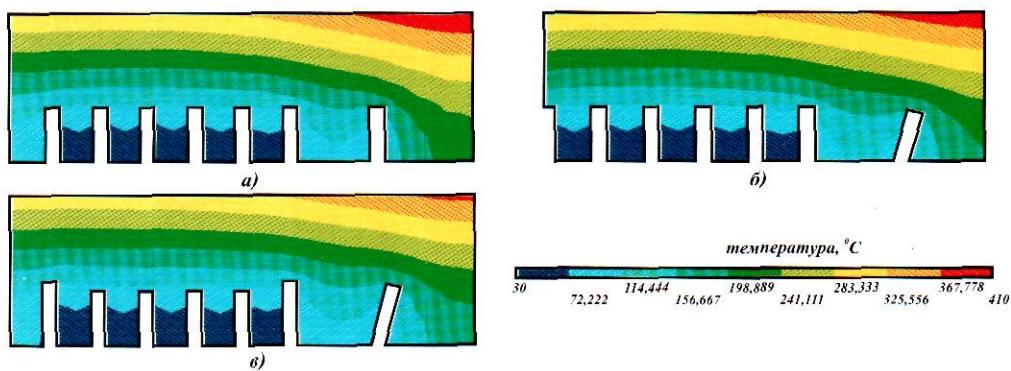


Рис. 2.29. Зависимость температурных характеристик степок кристаллизатора с фрезерованными каналами от параметров h_s и h_k/a_k при литье со скоростями 1 м/мин и 2 м/мин ($w=6$ м/мин, $H_c=55$ мм, $a_1=25$ мм, $c_k=5$ мм)



$$L=312; H_c=50; h_k=18-21; a_k=11; a_i=24; a_2=30$$

Рис. 2.31. Различные конструктивные приемы уменьшения температуры ребра стенки кристаллизатора фирмы ФАИ: а - прямые каналы; б - наклон крайнего канала к ребру; в - паклон и удлинение каналов

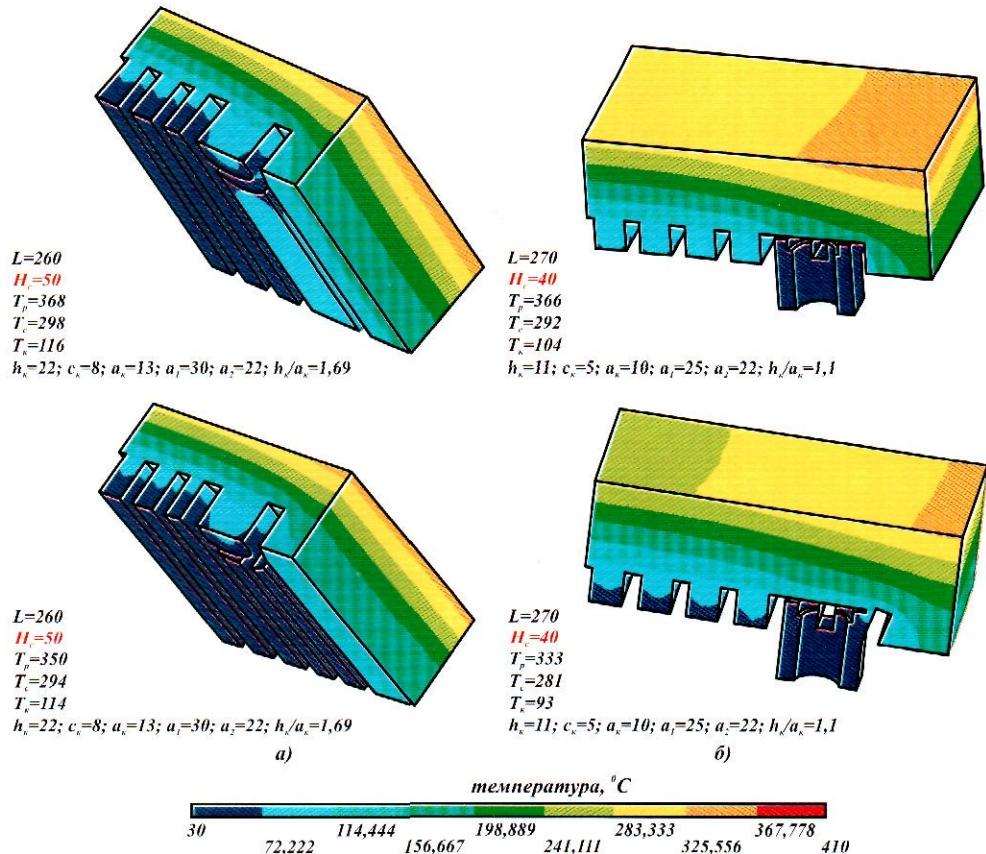


Рис. 2.32. Варианты исполнения узких стенок кристаллизатора фирмы «Уралмаш - МО» и их тепловое состояние

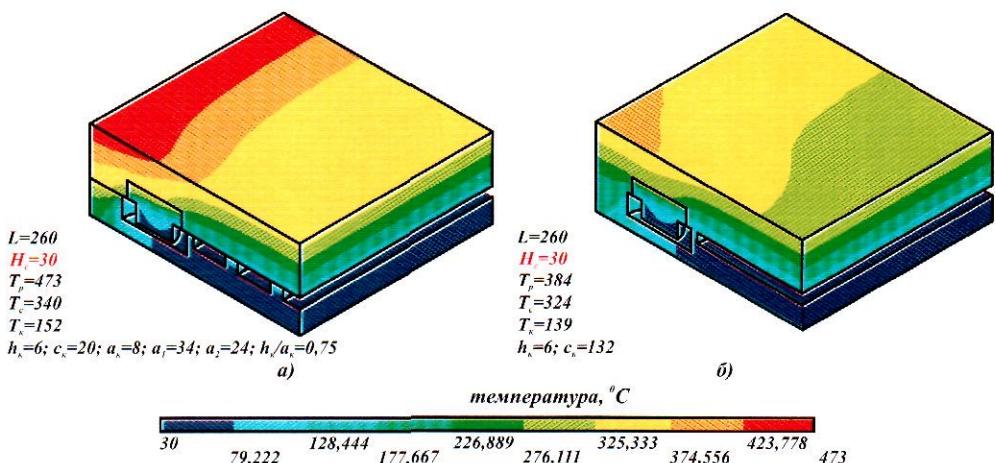
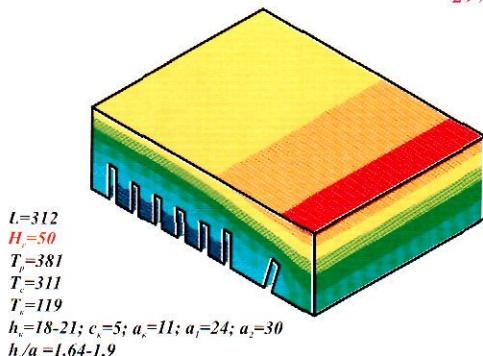


Рис. 2.39. Тепловое состояние стенок кристаллизатора с каналами в стальной плите при скорости литья 1,7 м/мин ($w=6$ м/с)

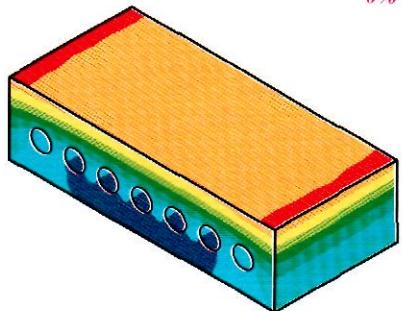
Конструкция стенок кристаллизатора зарубежных фирм

29%



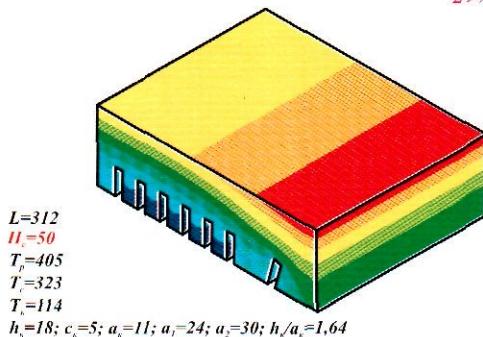
Конструкция стенок кристаллизатора «Уралмаш - МО»

0%



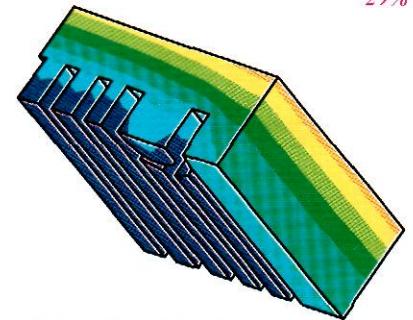
29%

29%



29%

29%

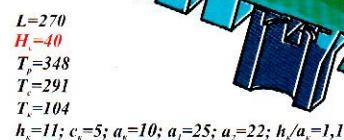


22%

43%

22%

43%



температура °C



Рис. 2.33. Термовые состояния стенок кристаллизаторов различного конструктивного исполнения на расстоянии 50 мм от мениска при скорости литья 1,7 м/мин ($w=6$ м/с). Цифрами в % указаны экономия меди

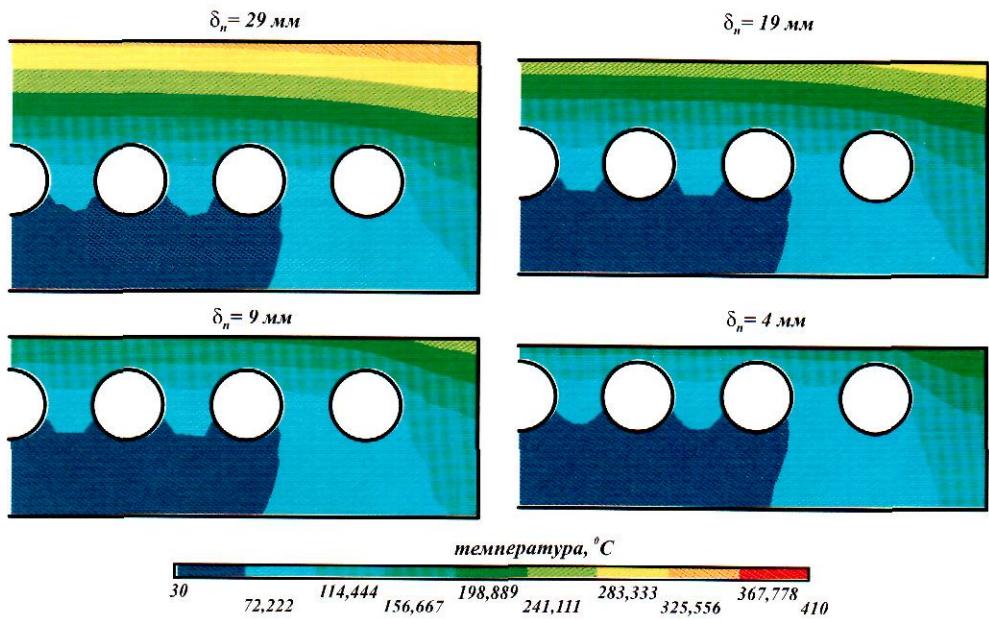


Рис. 2.35. Пример изменения теплового состояния стенок кристаллизатора с цилиндрическими сверлеными каналами в зависимости от полезной толщины стенки после перестройки

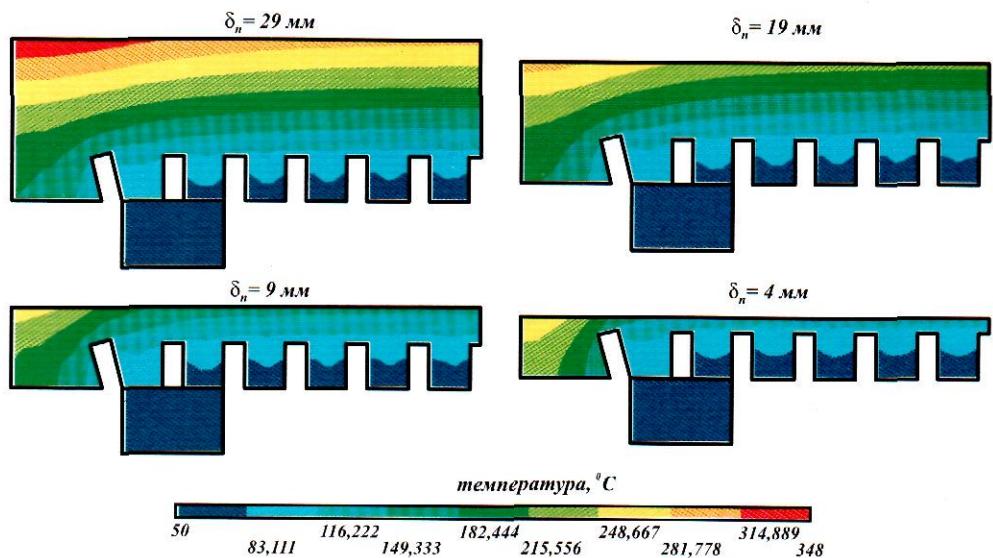


Рис. 2.36. Пример изменения теплового состояния стенок кристаллизатора с фрезерованными каналами в зависимости от полезной толщины стенки после перестройки

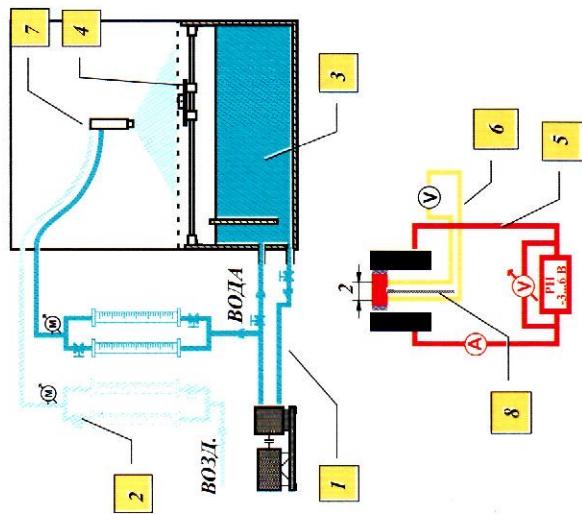


Рис. 3.2. Схема струи

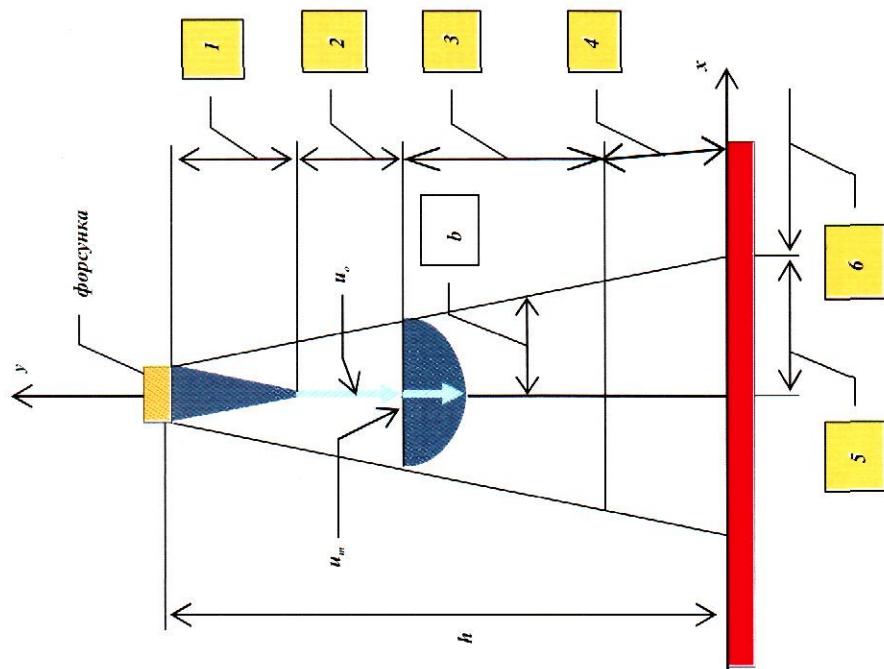


Рис. 3.3. Схема струи, взаимодействующей со слитком.
1 - начальный участок; 2 - переходный; 3 - основной; 4, 5 - участки
взаимодействия с поверхностью; 6 - участок пограничного слоя

Рис. 3.3. Струя в работе

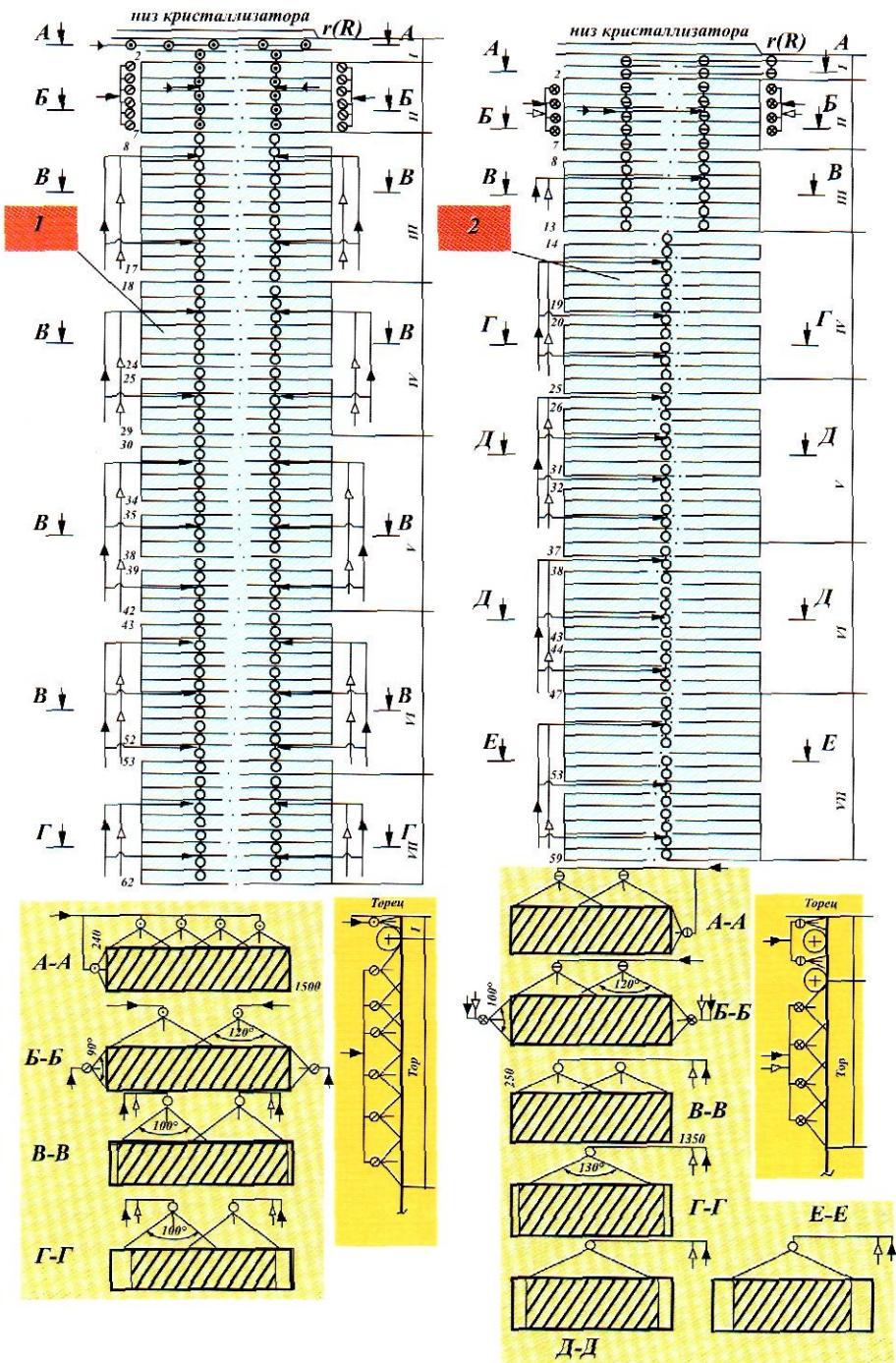


Рис. 3.10. Схемы расстановки форсунок:
1 - МНДЗ №2 НТМК; 2 - МНДЗ №3 ММК

Сталь трансформаторная (толщина слитка 250мм)

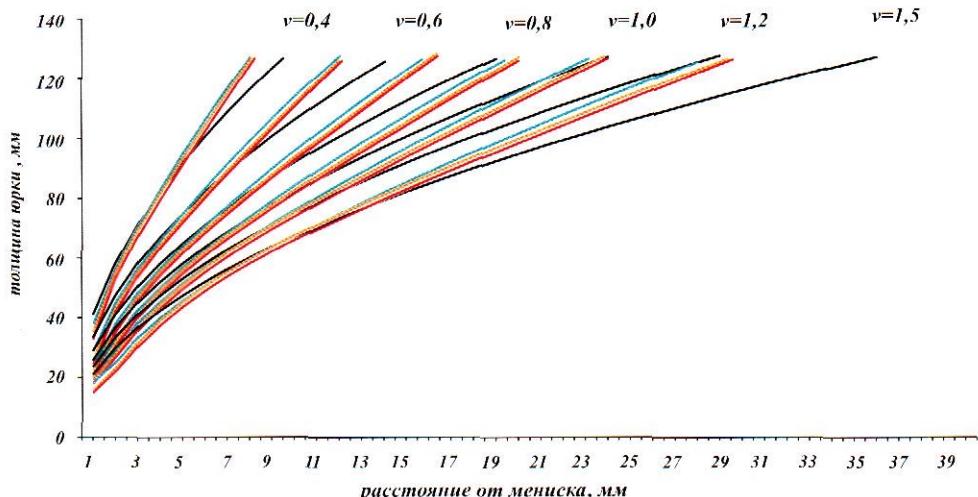


Рис. 3.14. Изменение толщины корки широкой грани сляба по аппроксимационным зависимостям с учетом перегрева жидкого металла и по закону квадратного корня ($k=26 \text{ мм/мин}^{1/2}$):

— закон квадратного корня
— перегрев на $20^\circ C$
— перегрев на $40^\circ C$
— перегрев на $60^\circ C$

Сталь трансформаторная (толщина слитка 250мм)

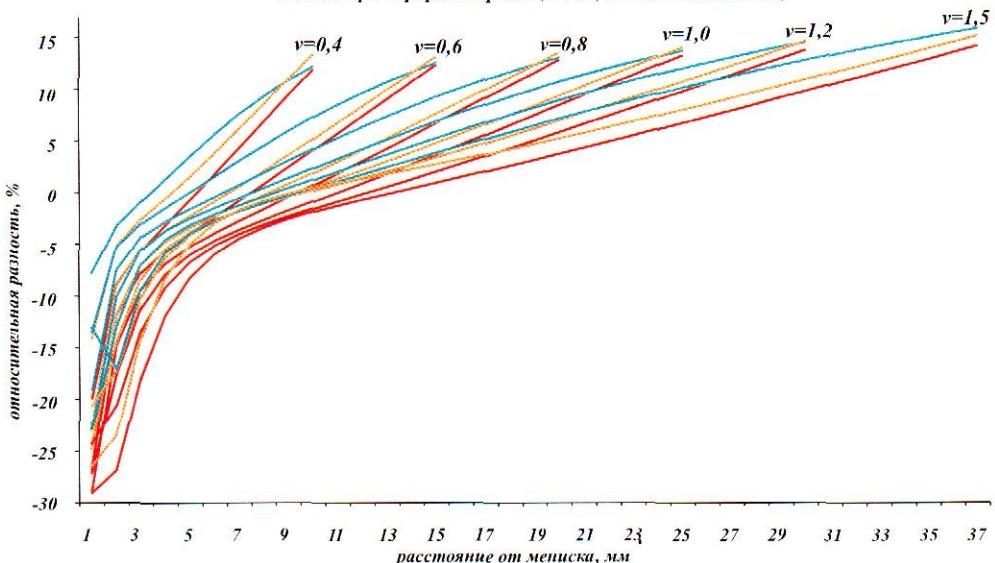


Рис. 3.15. Зависимость относительной разницы расчетных значений толщины корки широкой грани сляба по аппроксимационным зависимостям с учетом перегрева жидкого металла и по закону квадратного корня ($k=26 \text{ мм/мин}^{1/2}$):

— перегрев на $20^\circ C$
— перегрев на $40^\circ C$
— перегрев на $60^\circ C$

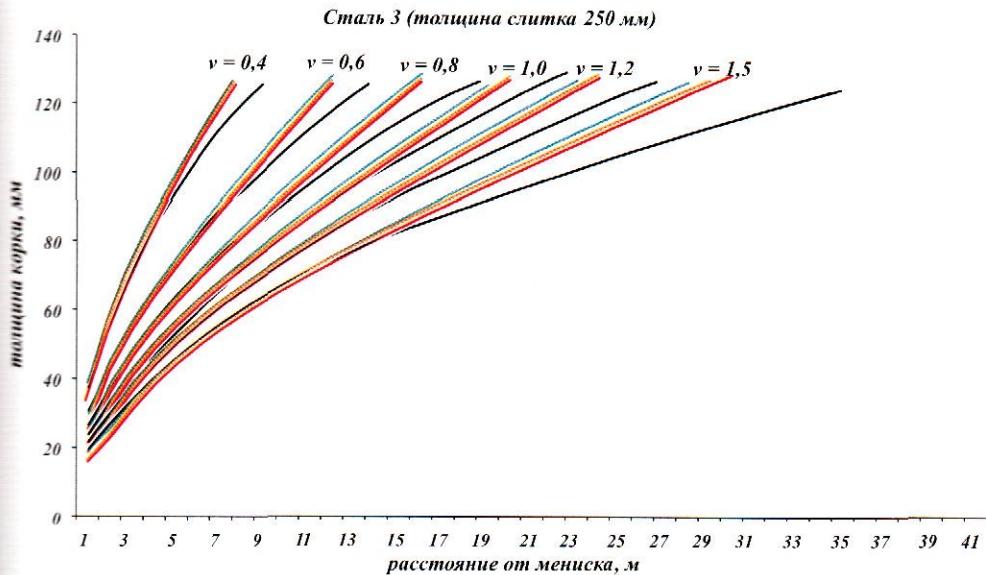


Рис. 3.16. Изменение толщины корки широкой грани сляба по аппроксимационным зависимостям с учетом перегрева жидкого металла и по закону квадратного корня ($k=26 \text{ мм/мин}^{1/2}$):

— закон квадратного корня — перегрев на 40° С	— перегрев на 20° С — перегрев на 60° С
---	---

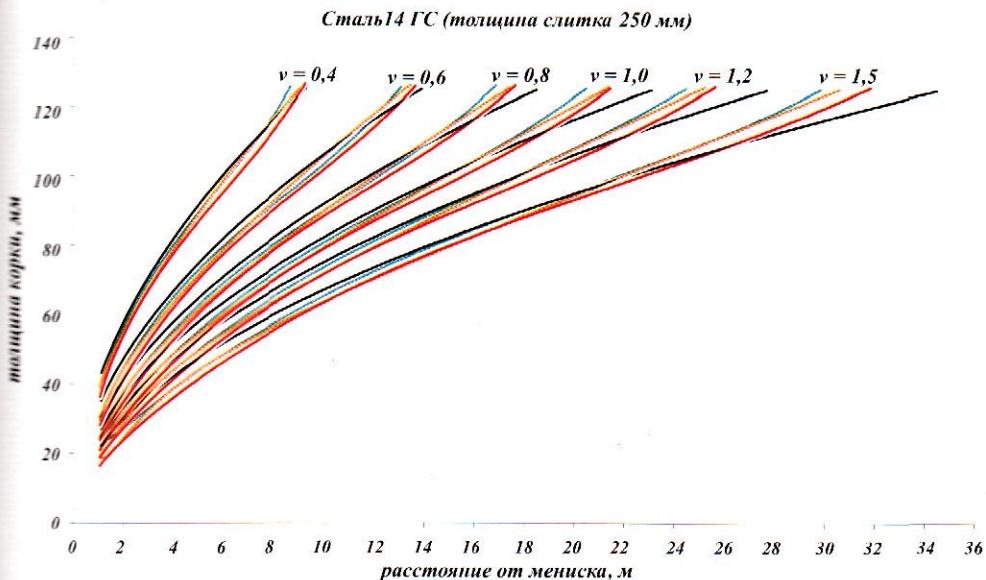


Рис. 3.17. Изменение толщины корки широкой грани сляба по аппроксимационным зависимостям с учетом перегрева жидкого металла и по закону квадратного корня ($k=26 \text{ мм/мин}^{1/2}$):

— закон квадратного корня — перегрев на 40° С	— перегрев на 20° С — перегрев на 60° С
---	---

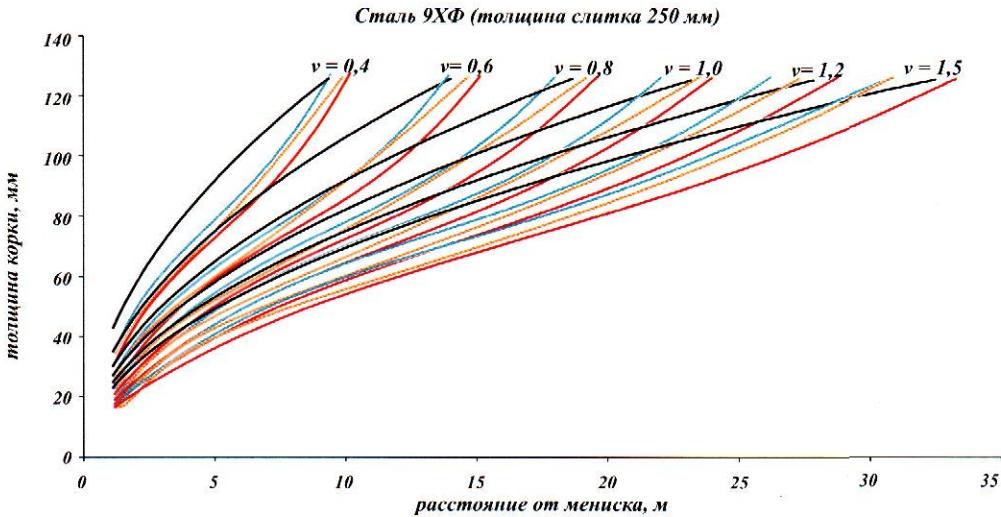


Рис. 3.18. Изменение толщины корки широкой грани сляба по аппроксимационным зависимостям с учетом перегрева жидкого металла и по закону квадратного корня ($k=26$ мм/мин^{1/2}):

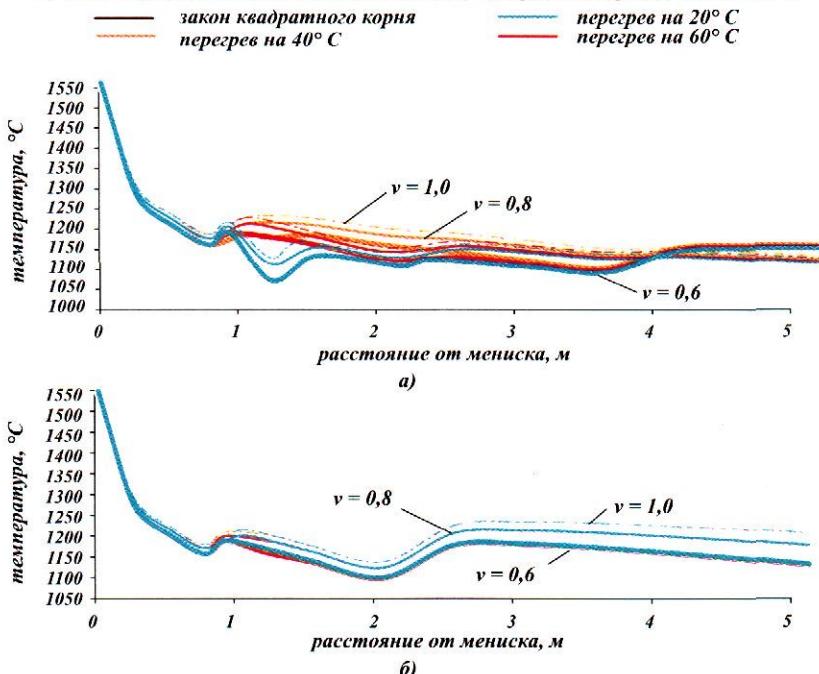


Рис. 3.19. Тепловые профили широкой (a) и узкой (б) граней слитка 250х1350 мм при разливке низколегированной стали (режим 3) со скоростями 0,6, 0,8 и 1,0 м/мин.

Условия охлаждения широкая грань:

- работают все зоны;
- форсунки подбоя и 1-ой секции направлены на ролики;
- форсунки подбоя направлены на ролики, 1-ой секции - на слиток;

узкая грань: форсунки в подбое направлены на торцевые ролики, в первой секции - на поверхность узкой грани слитка

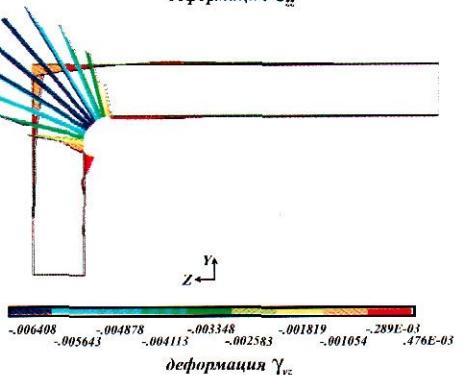
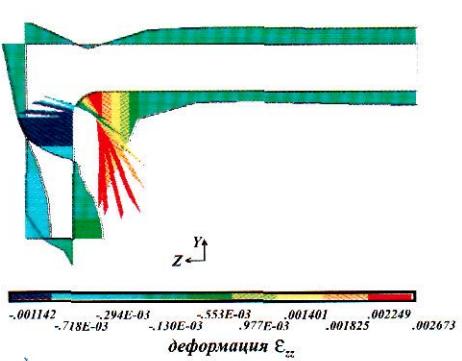
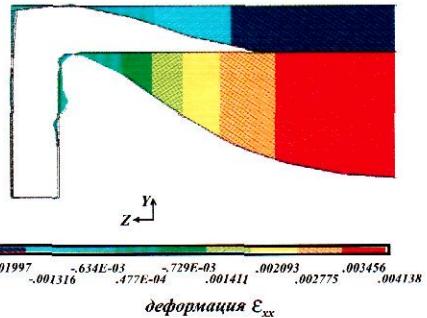
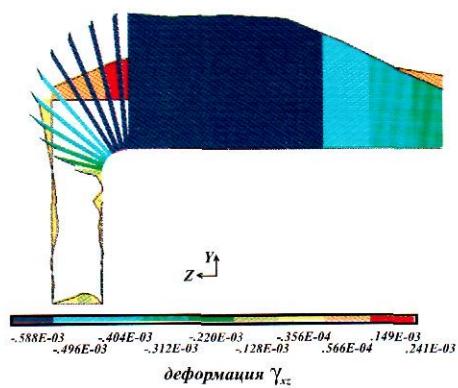
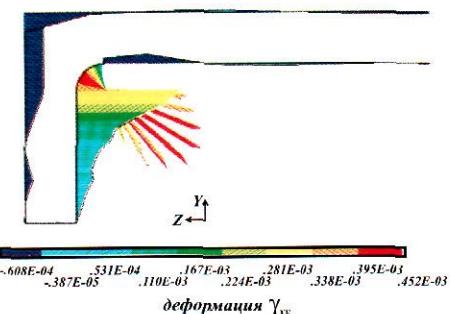
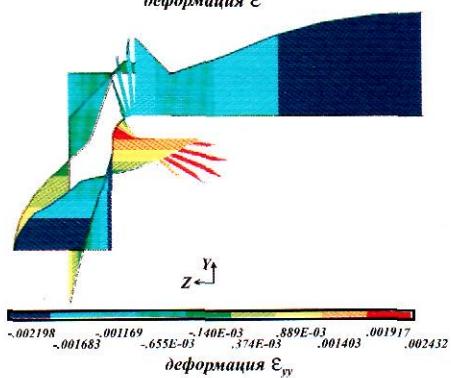
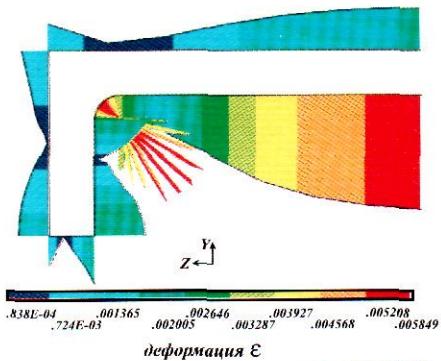


Рис. 4.4. Эпюры деформаций в поперечном сечении сляба 300x1900 мм в месте контакта с роликом на расстоянии от мениска 4100 мм

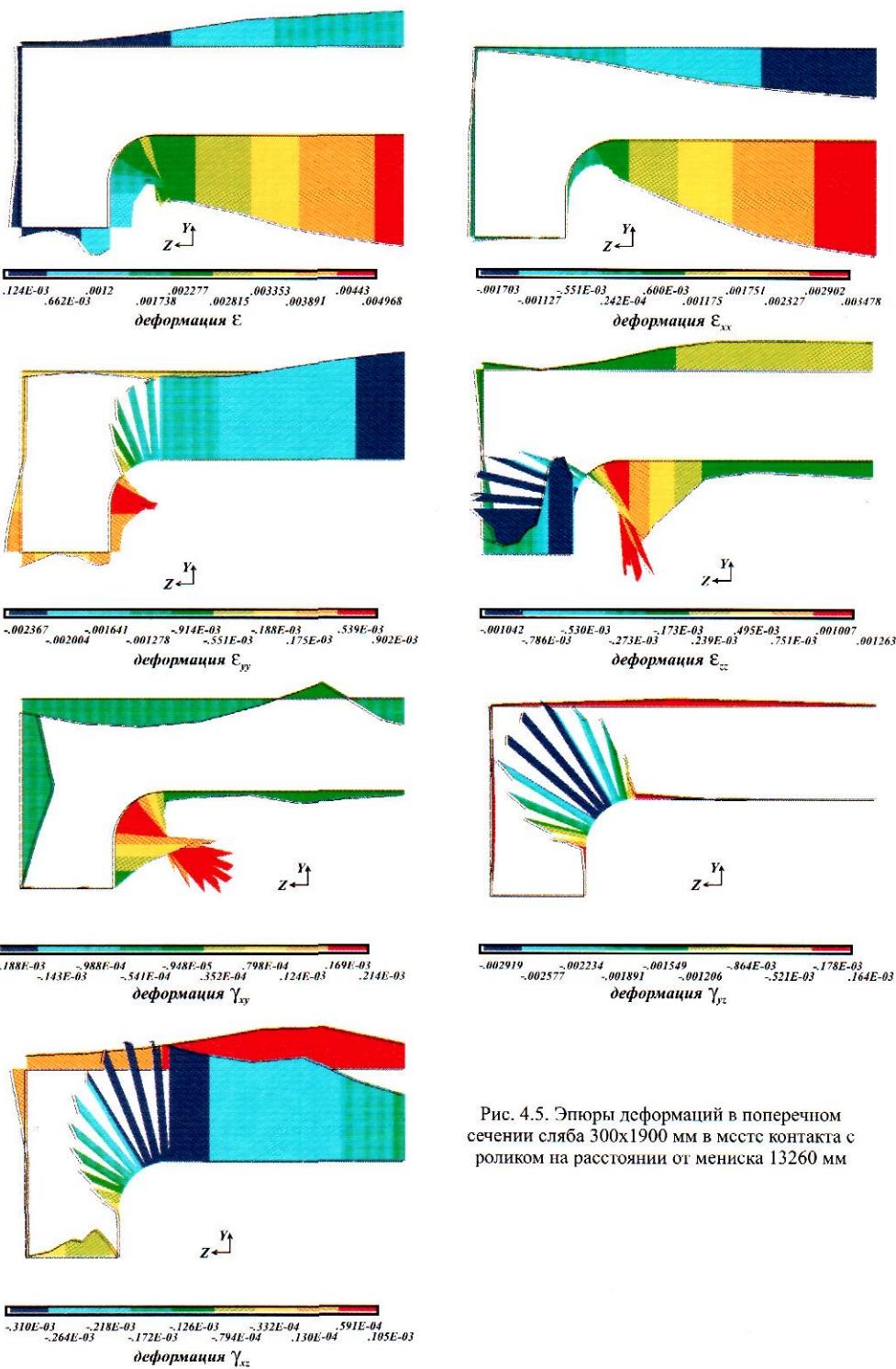
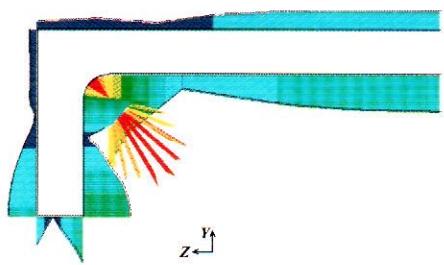
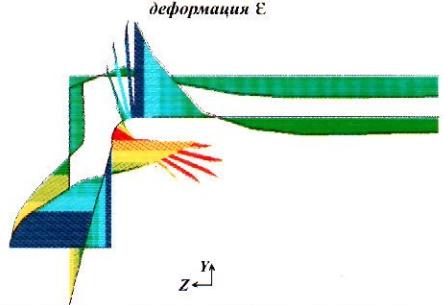


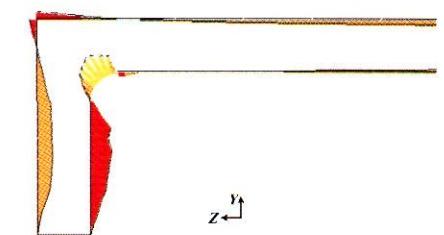
Рис. 4.5. Эпюры деформаций в поперечном сечении сляба 300х1900 мм в месте контакта с роликом на расстоянии от мениска 13260 мм



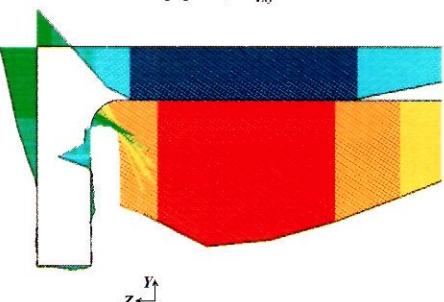
деформация ε



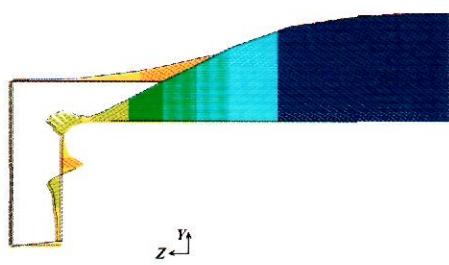
деформация ε_{xy}



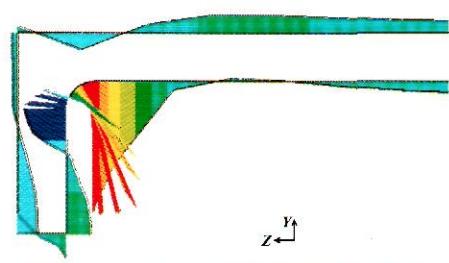
деформация ε_{yz}



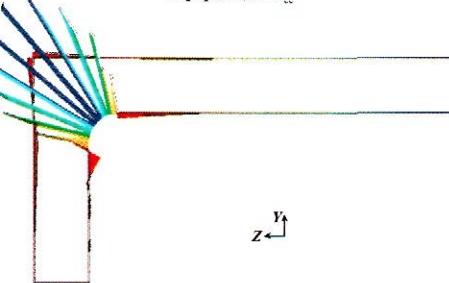
деформация γ_{xy}



деформация ε_{xx}

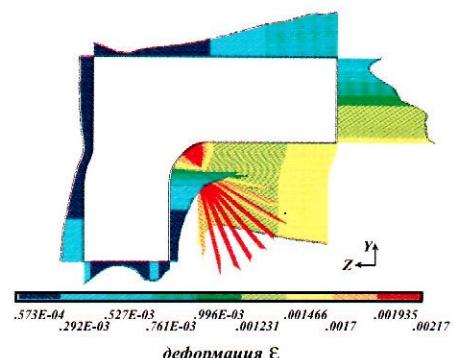


деформация ε_{zz}

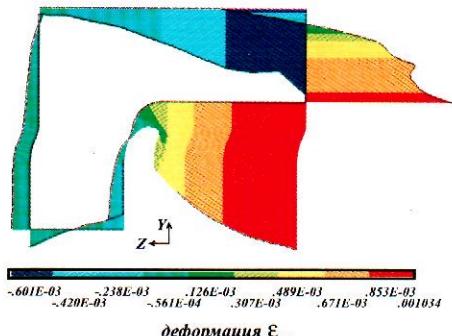


деформация γ_{yz}

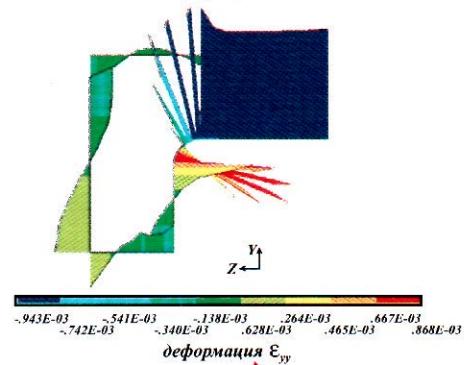
Рис. 4.6. Эпюры деформаций в поперечном сечении сляба 300x1900 мм в середине шага роликов на расстоянии от мениска 4100 мм



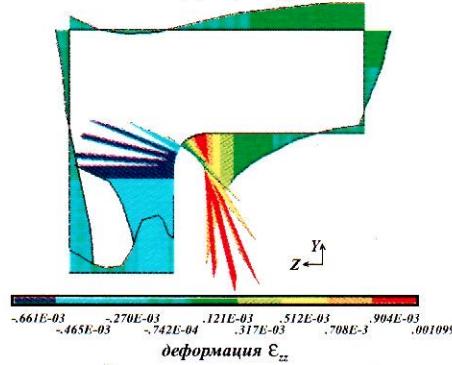
деформация ϵ



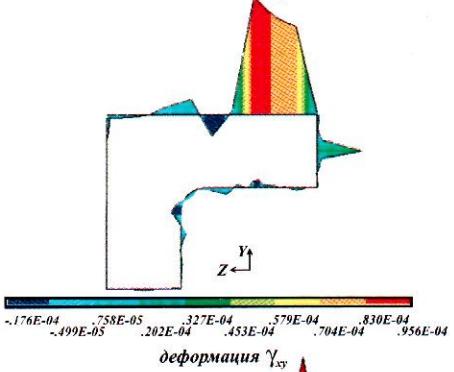
деформация ϵ_{xx}



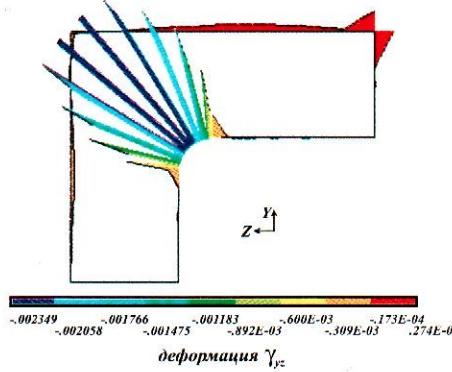
деформация ϵ_{yy}



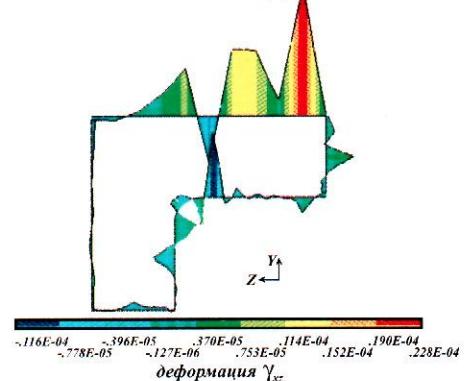
деформация ϵ_{zz}



деформация γ_{xy}



деформация γ_{xz}



деформация γ_{yz}

Рис. 4.14. Эпюры деформаций в поперечном сечении блюма 300x360 мм в месте контакта с роликом на расстоянии от мениска 3626 мм при разливке на слабовой МНЛЗ № 2 НТМК со скоростью литья 1 м/мин

со скоростью литья 1 м/мин

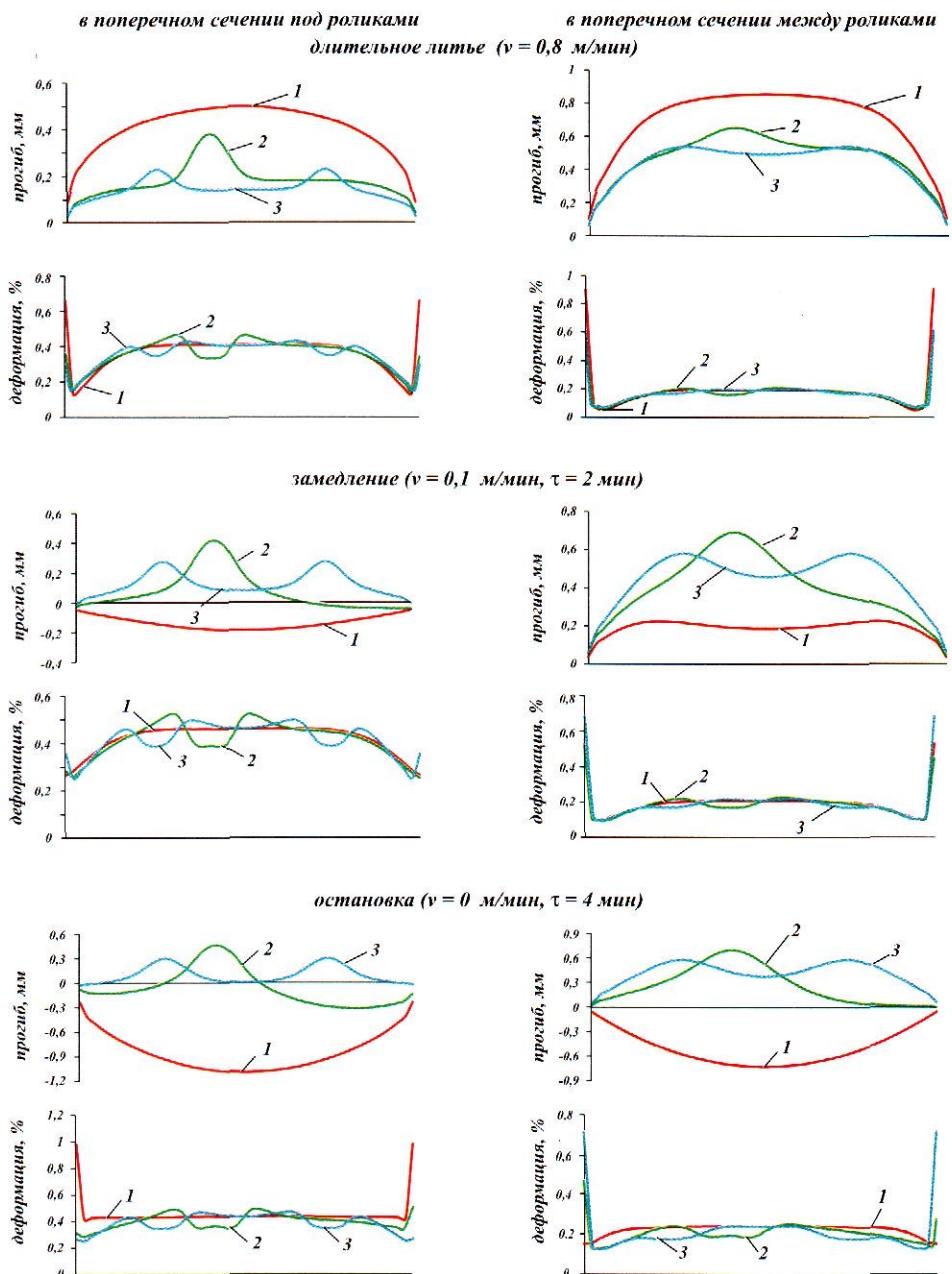


Рис. 4.28. Изменение величины прогибов корки и деформаций на фронте кристаллизации при разливке слабов 250х1550 мм в различных эксплуатационных режимах:

1 - двухопорный ролик; 2 - разрезной ролик; 3 - многоопорный ролик (расстояние от мениска 14,3 м, температура наружной поверхности 1155 °С, толщина корки 84 мм)

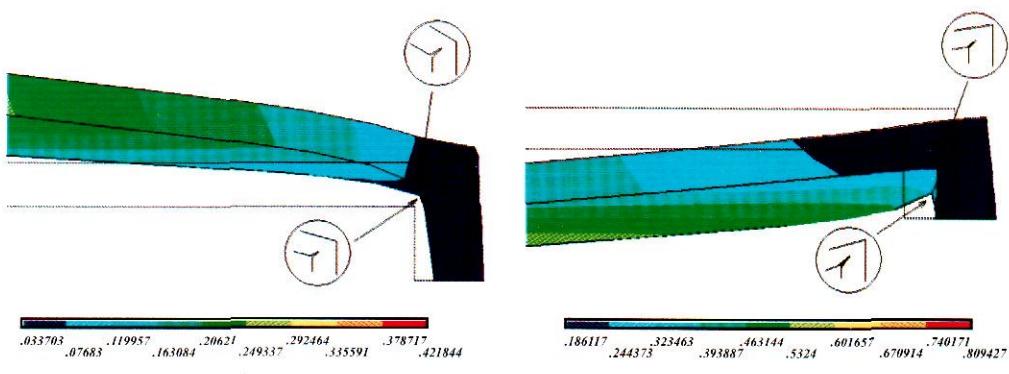


Рис. 4.29. Формоизменение профиля корки слитка под воздействием температурного прогиба роликов и схема трещинообразования в углах слабовой заготовки:
а - прогиб ролика от слитка; б - прогиб ролика в направлении середины слитка

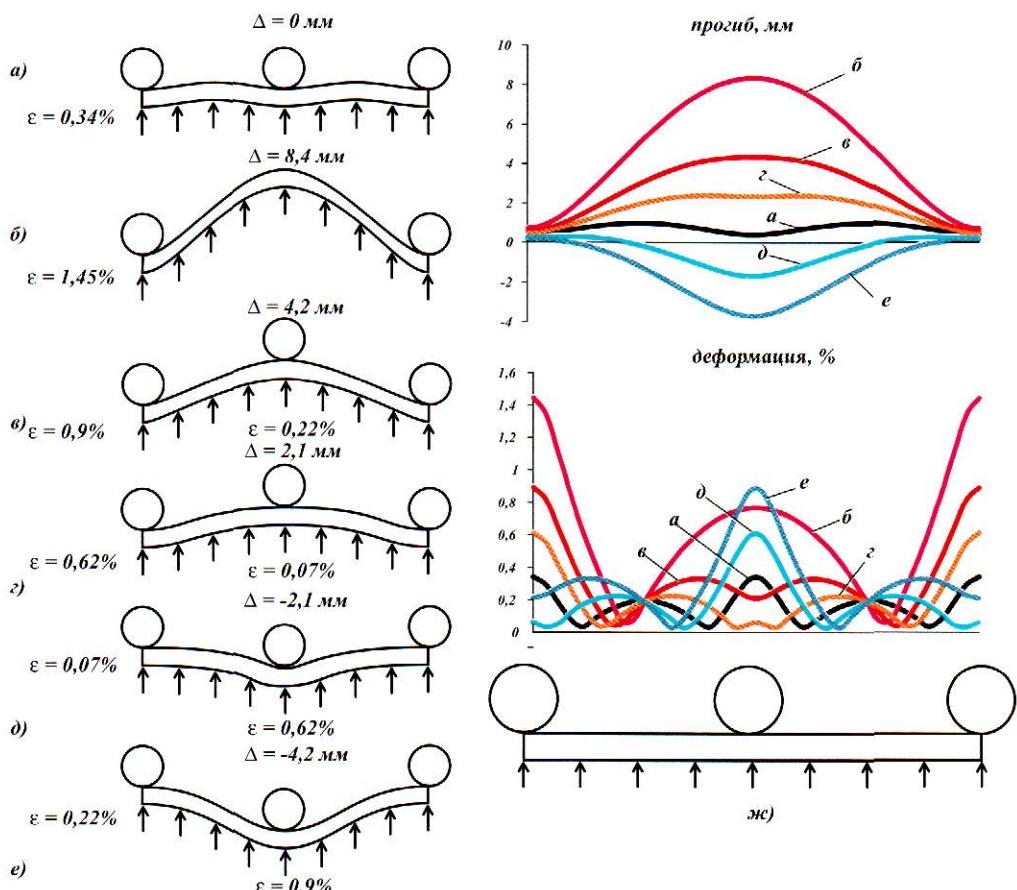


Рис. 4.34. Изменение деформаций на фронте кристаллизации и прогибов в середине шага роликов при локальном увеличении и уменьшении растворов роликов:

а - номинальный раствор; б - +16,8 мм; в - +8,4 мм; г - +4,2 мм; д - -4,2 мм; е - -8,4 мм

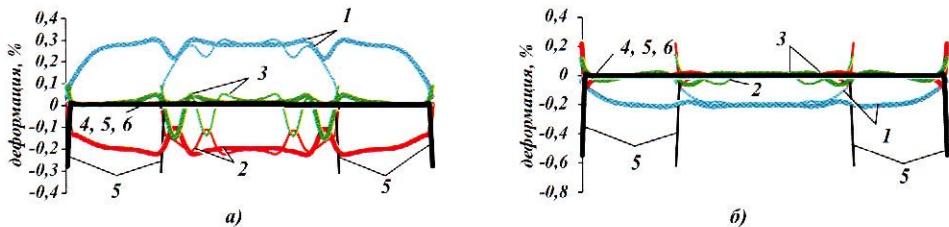


Рис. 4.31. Компоненты тензоров деформаций в сечении под многоопорными роликами (а) и в шаге между роликами (б) в зависимости от ширины заготовки при разливке слabs 250x1550 мм (тонкие линии) и 250x3000 мм (толстые линии): 1 - ϵ_{xx} ; 2 - ϵ_{yy} ; 3 - ϵ_{zz} ; 4 - γ_{xy} ; 5 - γ_{yz} ; 6 - γ_{xz}

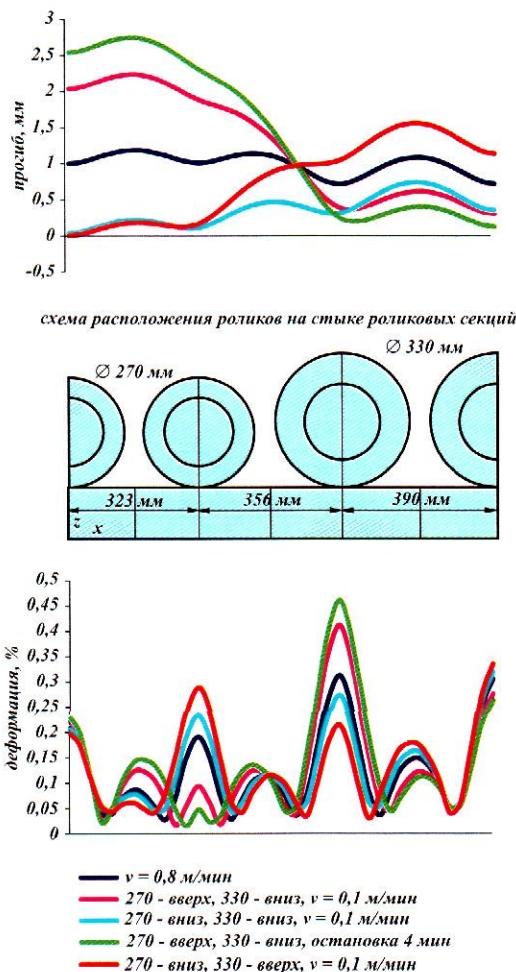


Рис. 4.38. Деформации на фронте кристаллизации в различных режимах эксплуатации на стыке блоков роликов различных диаметров 270 мм и 330 мм (вверх и вниз означает направление прогиба ролика на схеме)

Уменьшение раствора роликов

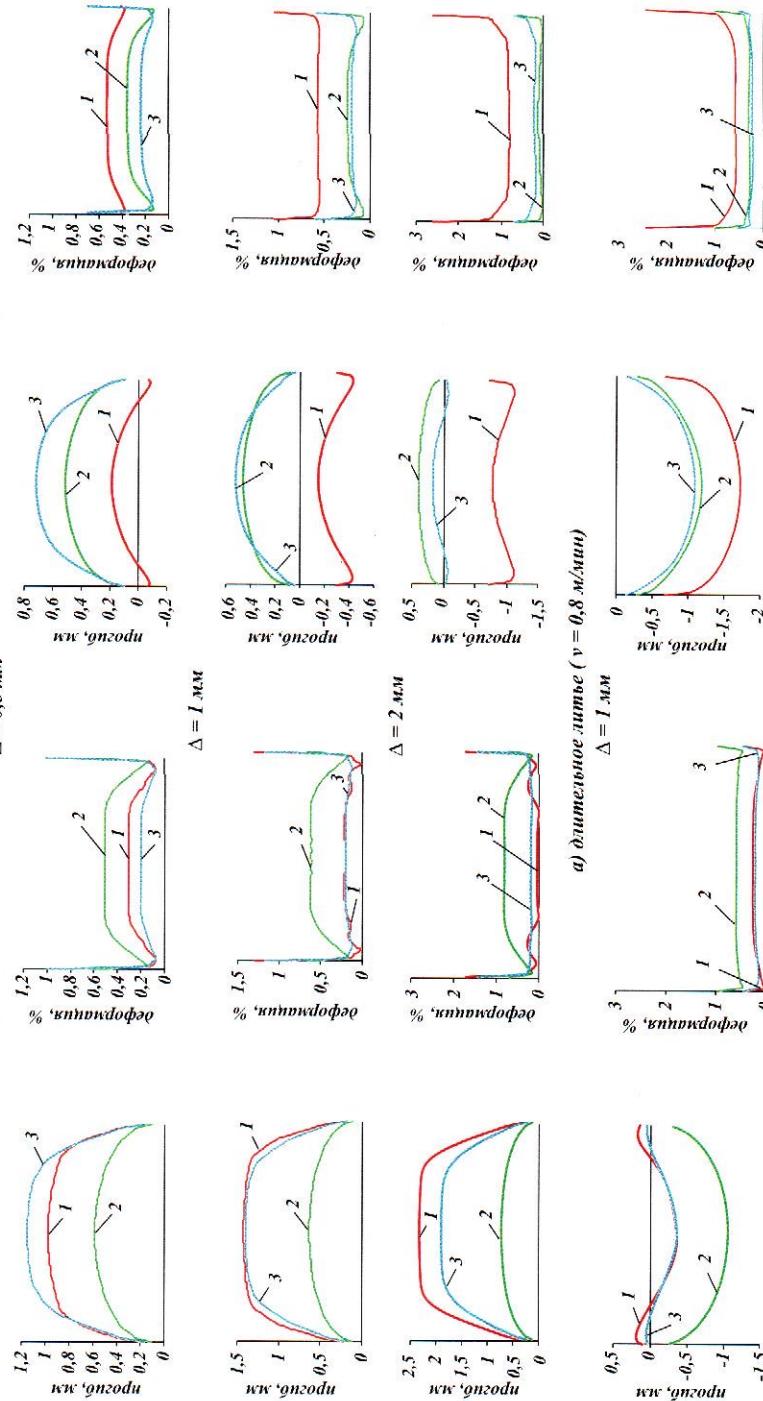


Рис. 4.33. Влияние увеличения и уменьшения раствора двухпорочных роликов Δ на величину пропилов и деформаций на фронте кристаллизации по пирократной грани слабы 250х1550 мм при длительном литье $v = 0,8 \text{ м/мин}$ (a) и остановке $\tau = 4 \text{ мин}$ (б):
 1 - под роликом с измененным раствором; 2 - под роликом с нормальным раствором; 3 - между роликами (расстояние от менниска 14,3 м, температура наружной поверхности 1156 °С, толщина корки 84 мм)

3 - между роликами (расстояние от менниска 14,3 м, температура наружной поверхности 1156 °С, толщина корки 84 мм)

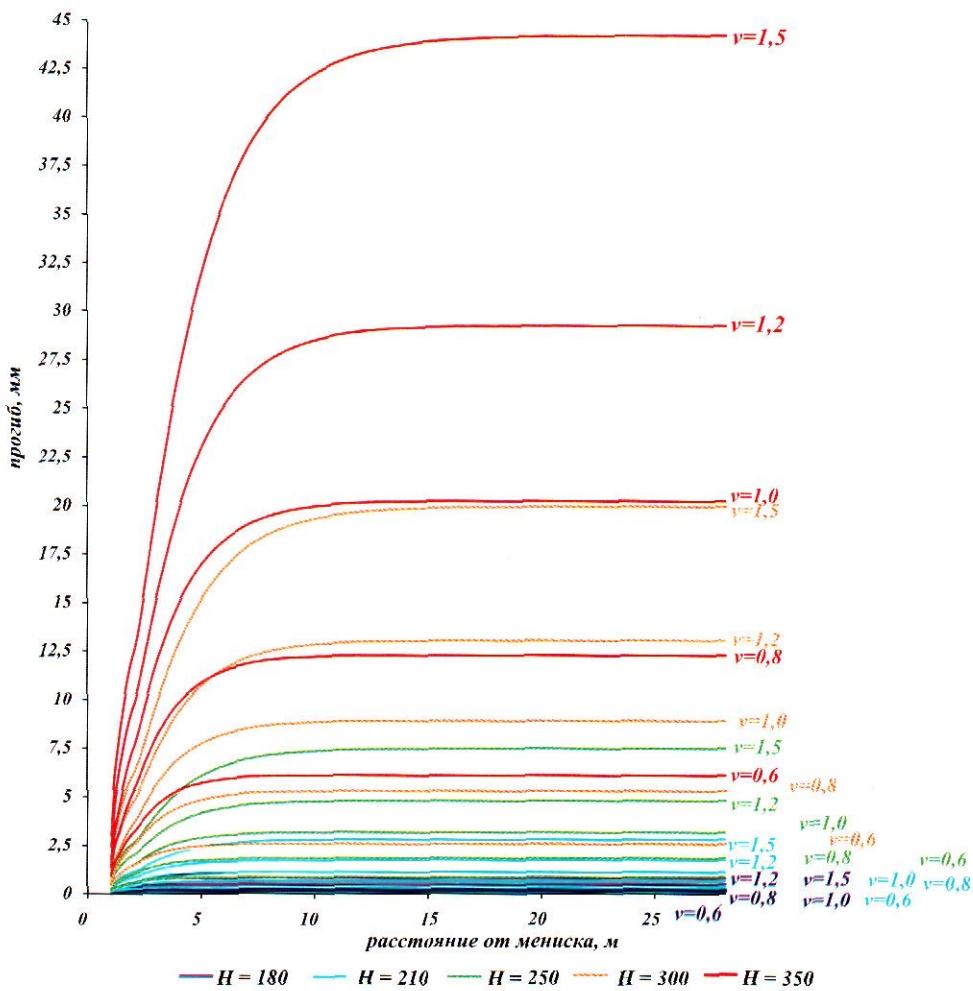


Рис. 4.52. Изменение накопленного прогиба узкой грани слаба в зависимости от толщины заготовки и скорости литья

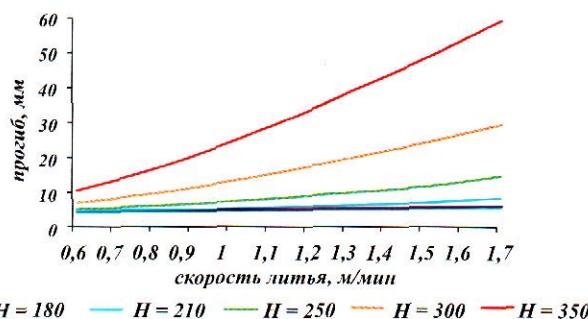
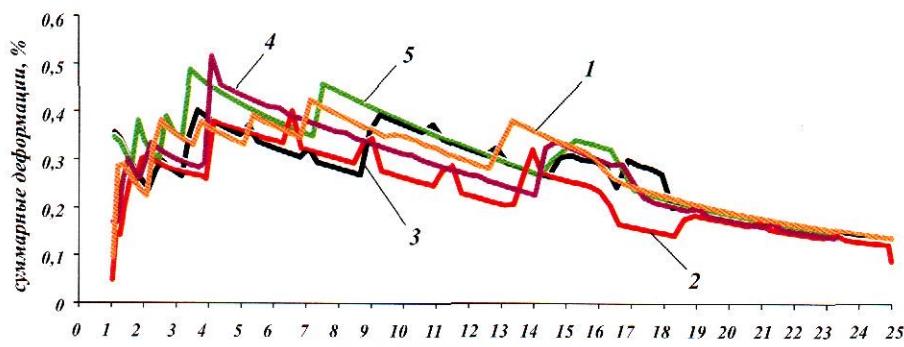
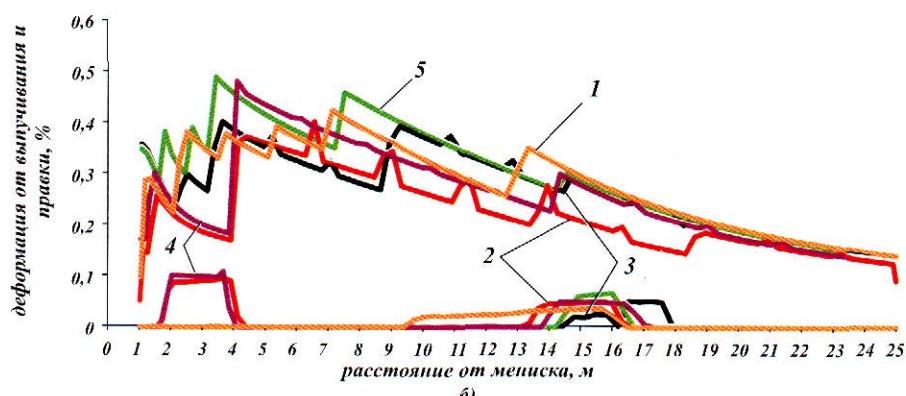


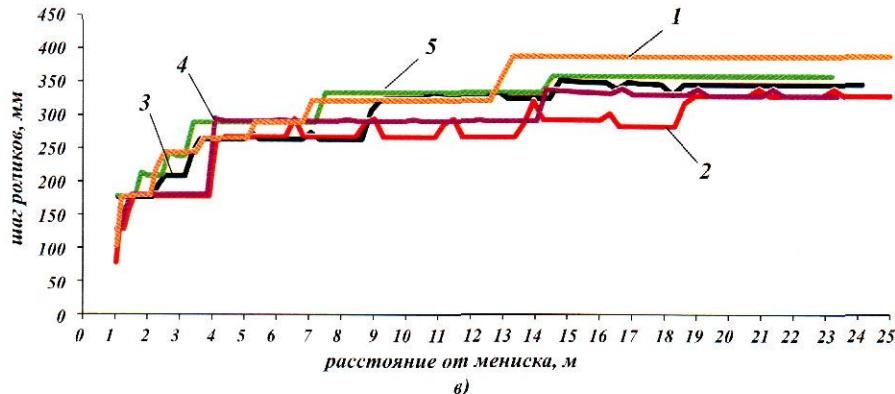
Рис. 4.53. Изменение накопленного прогиба узкой грани слаба при разливке низколегированной стали в заготовки различной толщины в зависимости от скорости литья (перегрев над температурой кристаллизации 40 °C)



а)



б)



в)

Рис. 5.1. Изменение суммарных деформаций (а), деформаций от выпучивания и правки (б), пагов роликов (в) вдоль технологических каналов в проектах фирм «Уралмаш - МО» и зарубежных фирм VAI, Sleman-Zinag, Mannesmann-Demag (скорость литья 1,2 м/мин, низколегированная сталь).

- 1 - МНЛЗ №3 «ММК» (действующая, проект «Уралмаш - МО», $R=8$ м)
- 2 - МНЛЗ №6 ИЛМК (действующая, совместный проект VAI - Уралмаш, $R=8$ м)
- 3 - тех. предложение Mannesmann-Demag для мк г. Караганда ($R=10,5$ м)
- 4 - тех. предложение VAI для мк г. Караганда ($R=8$ м)
- 5 - тех. предложение Slemag-Zinag для мк г. Руркелла, Индия ($R=10$ м)

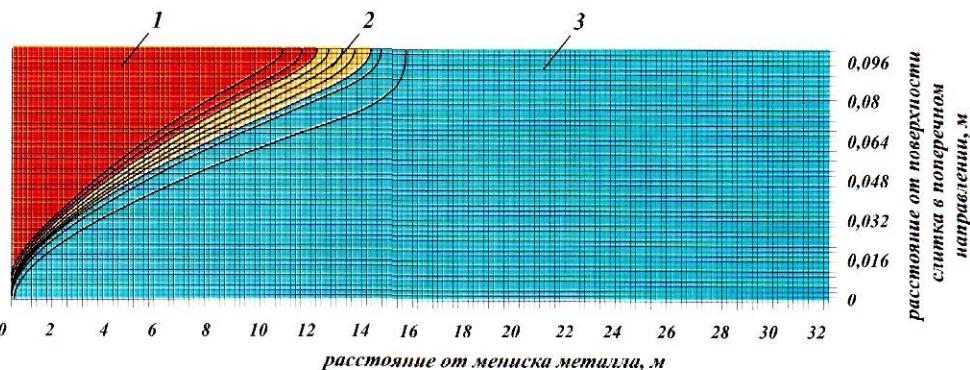


Рис. 7.10. Распределение содержания жидкой фазы в поперечном сечении слитка толщиной 200 мм (сталь 14ГС) в зависимости от расстояния от мениска металла:

1 - жидккая фаза; 2 - двухфазное состояние; 3 - твердая фаза

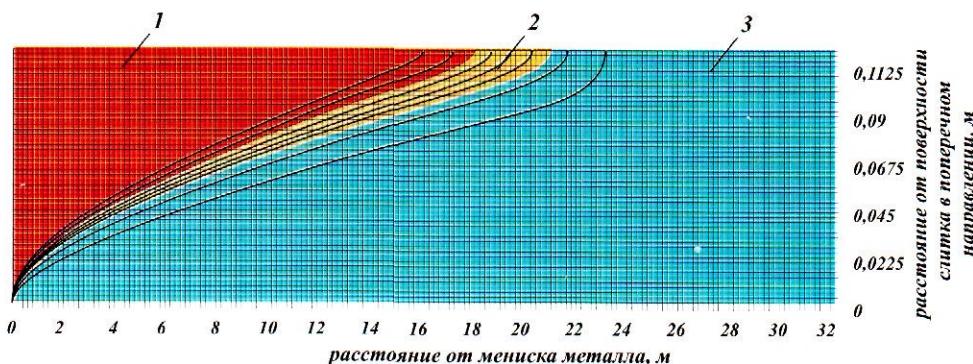


Рис. 7.11. Распределение содержания жидкой фазы в поперечном сечении слитка толщиной 250 мм (сталь 14ГС) в зависимости от расстояния от мениска металла:

1 - жидккая фаза; 2 - двухфазное состояние; 3 - твердая фаза

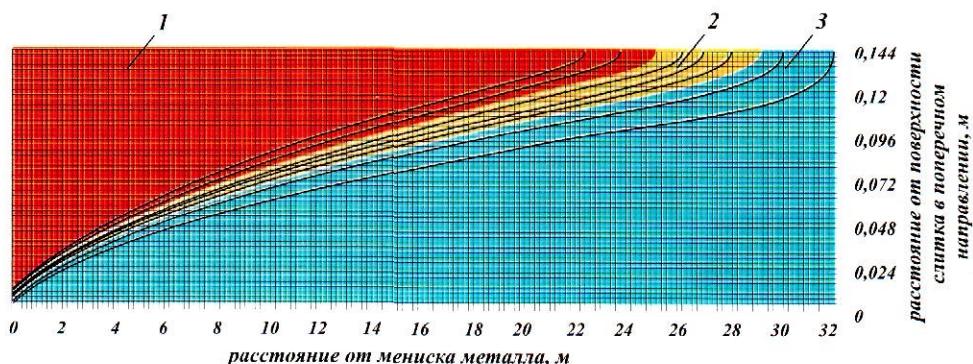
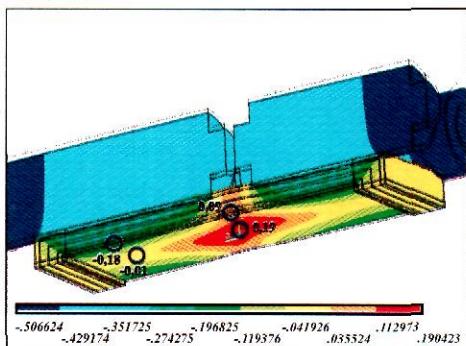


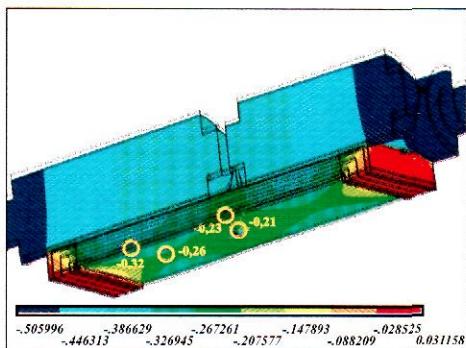
Рис. 7.12. Распределение содержания жидкой фазы в поперечном сечении слитка толщиной 300 мм (сталь 14ГС) в зависимости от расстояния от мениска металла:

1 - жидккая фаза; 2 - двухфазное состояние; 3 - твердая фаза

погон, мм



а) РАННЕЕ ОБЖАТИЕ 1,0-0,72 мм: $p = 0,765 \text{ МПа}$



б) НОРМАЛЬНОЕ ОБЖАТИЕ 1,0-0,72 мм: $p = 0,2 \text{ МПа}$

Рис. 7.20. Деформированное состояние непрерывнолитой заготовки 250x1550 мм при раннем обжатии (а) и нормальном обжатии с учетом деформаций траверс роликовых блоков (б)

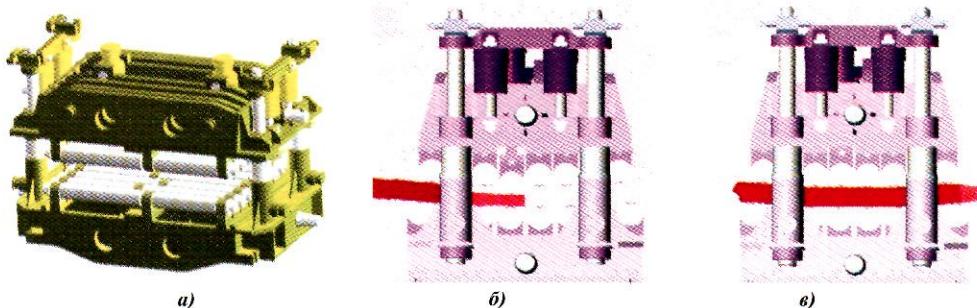
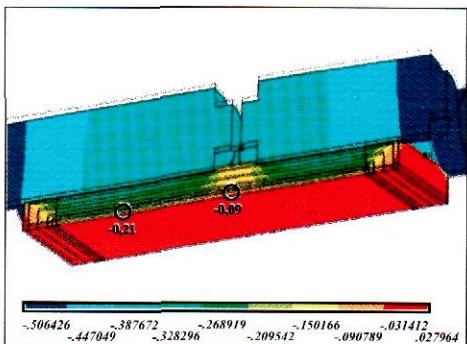
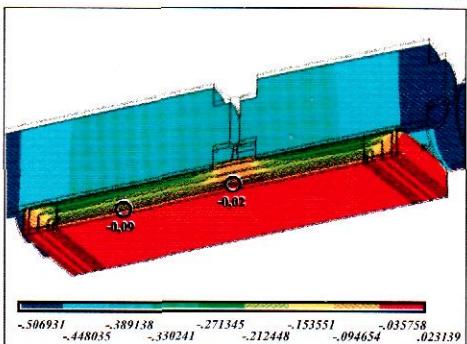


Рис. 7.21. Пример оформления блока мягкого обжатия (а), работа блока мягкого обжатия при прохождении заготовки (б) и при стационарном режиме работы (в)

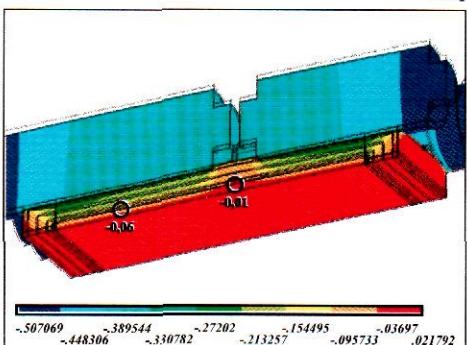
прогиб, мм



а) ПОЗДНЕЕ ОБЖАТИЕ 0,5-0,36 мм, начало кристаллизации сердцевины;
Нагрузка 918 кН



б) ПОЗДНЕЕ ОБЖАТИЕ 0,5-0,36 мм, середина кристаллизации сердцевины;
Нагрузка 1052 кН



в) ПОЗДНЕЕ ОБЖАТИЕ 0,5-0,36 мм, полная кристаллизация сердцевины;
Нагрузка 1089 кН

деформация по Мизесу, %

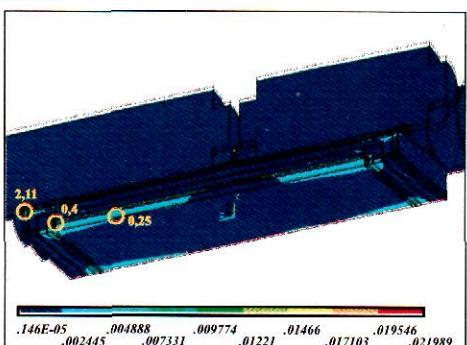
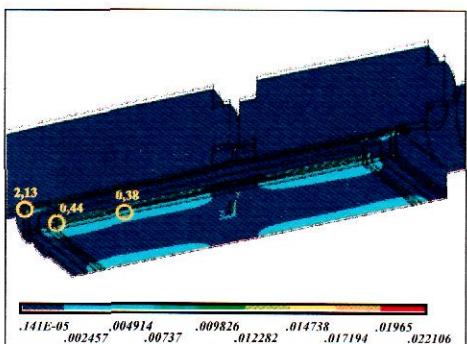
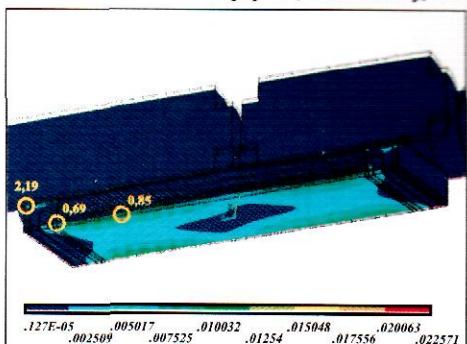
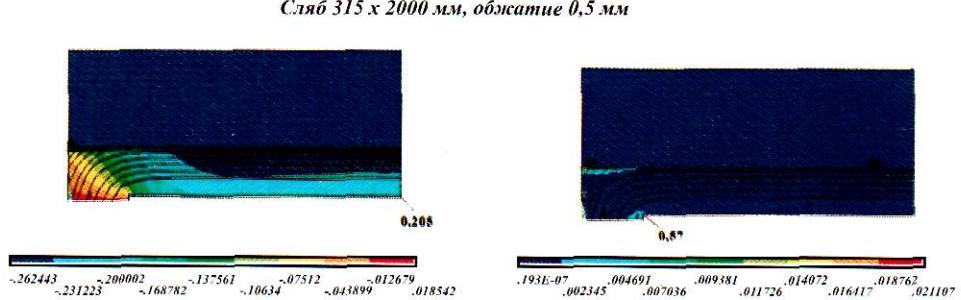
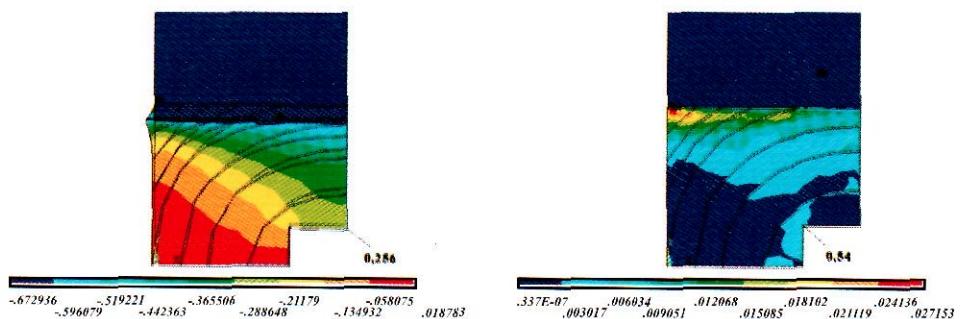


Рис. 7.23. Деформированное состояние заготовки 250x1550 мм при позднем обжатии:
а - начало полной кристаллизации; б - 50% дendirитов + 50% расплава; в - полная кристаллизация
сердцевины заготовки

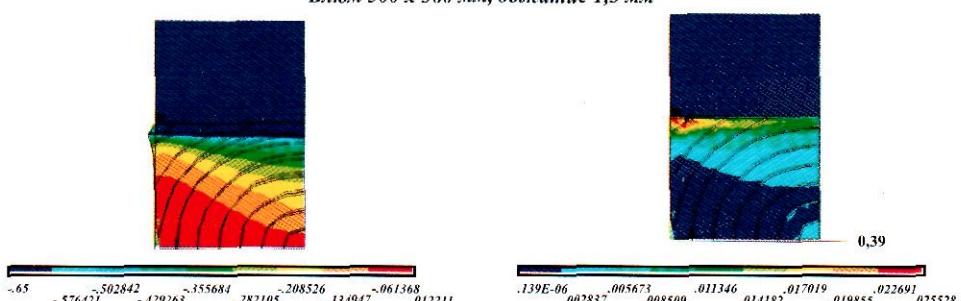
перемещение, мм

деформация по Мизесу, %

Блок 300 x 360 мм, обжатие 1,3 мм



Блок 300 x 360 мм, обжатие 1,3 мм



Сляб 315 x 2000 мм, обжатие 0,5 мм

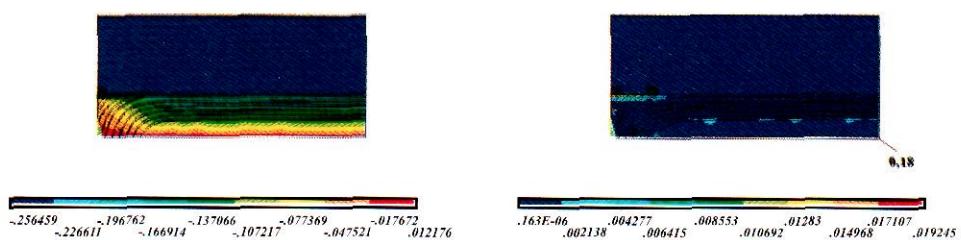


Рис. 7.25. Деформированное состояние заготовок различной формы при нормальном (a) и при позднем (б) обжатии