

О. С. ЛЕХОВ

**ОПТИМИЗАЦИЯ МАШИН
ДЛЯ ДЕФОРМАЦИИ
НЕПРЕРЫВНОЛИТЫХ
ЗАГОТОВОК**



ЕКАТЕРИНБУРГ
УИФ «НАУКА»
1995

УДК 621.771:621.74

Лехов О. С. **Оптимизация машин для деформации непрерывнолитых заготовок.** Екатеринбург: УИФ «Наука», 1995. ISBN 5-02-007446-2.

Изложены теоретические основы и методика выбора путей совершенствования литейно-прокатных модулей, проведено исследование напряженно-деформированного состояния процессов резания, циклической и поперечной деформации непрерывнолитых заготовок, приведены примеры оптимизации параметров литейно-прокатных модулей для производства сортового проката и листа, рассмотрены перспективы создания литейно-прокатных модулей и установок совмещенных процессов непрерывного литья и деформации.

Работа адресована инженерно-техническим работникам, занимающимся проектированием, изготовлением и эксплуатацией литейно-прокатных комплексов. Она рекомендуется студентам высших учебных заведений машиностроительного и металлургического профилей.

Ил. 71. Табл. 27. Библиогр.: 105 назв.

Рецензент

профессор, доктор технических наук Г. Л. Баранов

ВВЕДЕНИЕ

Основные направления развития процессов и машин обработки металлов в жестких условиях рыночной экономики следующие:

- создание уникального оборудования для прокатных и литейно-прокатных комплексов;
- внедрение ресурсосберегающих и малоотходных технологических процессов;
- широкое применение непрерывнолитой заготовки;
- коренное улучшение качества металлоизделий.

Для разработки данных прогрессивных направлений необходим новый подход к решению задач совершенствования агрегатов прокатных комплексов и созданию литейно-прокатных модулей.

Задача совершенствования современного прокатного агрегата, характеризующегося повышенной мощностью привода и высокой скоростью прокатки, весьма сложна. Это объясняется тем, что уже на стадии проектирования или реконструкции агрегата необходимо определить оптимальные параметры технологического процесса и привода с учетом его связей с другими агрегатами, входящими в состав прокатного или литейно-прокатного комплекса, обеспечить высокую надежность агрегата с позиции повышения производительности и получения качественного проката, т. е. найти наилучшее сочетание параметров механического оборудования и привода с параметрами технологического процесса. Успешно решить такую задачу в целях создания прокатного агрегата с заданными техническими показателями без применения методов оптимального проектирования практически невозможно. В связи с этим актуально создание пакета прикладных программ на основе применения современных методов оптимизации для автоматизации сложных инженерных расчетов и поиска оптимальных проектно-конструкторских решений [5, 25, 32, 35—41, 57, 58, 65, 67, 74, 89, 101].

Современный прокатный агрегат является сложной системой, поскольку состоит из взаимосвязанных технологических, механических и электрических звеньев и характеризуется многокритериальностью. Уже на стадии проектирования прокатного агрегата необходимо обеспечить заданную производительность, минимальную металлоемкость, энергоемкость и нагруженность привода, получение качественного проката. Таким

образом, прокатный агрегат оценивается рядом противоречивых критериев: производительностью, энергоемкостью, металлоемкостью, динамической нагруженностью, качеством проката, что усложняет решение задач проектирования и реконструкции [25, 58, 62, 67, 74, 89]. Кроме того, сложный характер зависимости производительности, нагруженности оборудования, качества проката и других показателей от всего комплекса агрегатов, составляющих технологическую линию, требует при решении задач оптимизации учитывать взаимную связь агрегатов, входящих в состав прокатного комплекса.

Следует отметить, что в прокатном производстве при проектировании новых и разработке проектов реконструкции действующих прокатных агрегатов методы оптимизации не нашли широкого применения. Многие исследователи посвятили свои работы решению задач оптимизации технологических и скоростных параметров процесса прокатки, причем, как правило, рассматривали стан без учета его связи с другими агрегатами прокатного комплекса [58, 79, 81, 95]; ряд ученых занимались вопросами оптимизации параметров главных линий прокатных станков [19, 21, 25, 38, 104]. Однако оптимизация только технологического процесса прокатки или параметров главных линий не решает более важной задачи — оптимизации прокатного агрегата как сложной системы взаимосвязанных подсистем очага деформации, механической трансмиссии и электропривода с учетом его связей с другими агрегатами, входящими в состав прокатного комплекса. Это объясняется тем, что параметры, полученные при оптимизации отдельного агрегата без учета его связи с другими агрегатами, будут оптимальными только для данного агрегата, но не для всего комплекса в целом, а также трудностями согласования параметров агрегатов, входящих в состав прокатного комплекса.

Таким образом, наша задача заключается в том, чтобы разработать общий подход к определению оптимальных параметров применительно к любому прокатному агрегату с учетом его связей с другими агрегатами прокатного или литейно-прокатного комплекса. Такой подход позволит решить широкий круг задач увеличения производительности, обоснования необходимости реконструкции, повышения работоспособности оборудования и улучшения качества проката.

В связи с намечаемой программой реконструкции прокатного производства чрезвычайно возрастает роль достоверных расчетов для принятия правильных решений. Кроме того, непрерывная интенсификация технологических процессов, повышение мощностей и скоростей прокатных агрегатов обусловили резкое возрастание уровня динамических нагрузок, которые снижают срок службы несущих элементов главных линий [36, 64, 88, 99, 100]. Решение этой проблемы, направленной на устранение причин снижения уровня динамических нагрузок,

требует совершенствования методов динамического расчета и оптимизации параметров главных линий, при которых следует учитывать зазоры в соединениях, структуру и параметры взаимосвязанных технологических, механических и электрических звеньев прокатных агрегатов [13, 28, 31, 36, 38, 104]. Такой подход позволит выбрать параметры главных линий прокатных станов на основе исследования динамики оборудования в условиях высокоскоростной прокатки. Таким образом, уже на стадии проектирования необходимо выбрать схему компоновки и конструктивные параметры механической системы, параметры привода и технологического процесса в целях минимизации динамических нагрузок.

Решение задач оптимизации конструктивных параметров главных линий прокатных агрегатов целесообразно проводить на ЭВМ, используя современные методы оптимизации [5, 18, 25, 38, 41, 62, 65, 67, 74].

Одним из важнейших и перспективных направлений прокатного производства является разработка агрегатов с высокими обжатыми для прокатных и литейно-прокатных комплексов. Создание таких комплексов позволит сократить производственные площади, удельные капитальные и эксплуатационные расходы, существенно снизить расход металла, энергии, повысить производительность труда и качество продукции, обрабатывать малопластичные и труднодеформируемые стали и сплавы [1, 26, 30, 53, 59—61, 73, 84, 96].

Во многих случаях переводу прокатных станов на работу с заготовкой повышенного сечения препятствуют ограниченные производственные площади, что не позволяет установить дополнительные клетки. В связи с этим все большее применение в составе черновых групп прокатных станов будут находить агрегаты с высокими обжатыми, имеющие малые габариты и заменяющие ряд прокатных клеток [96]. Таким образом, работа по созданию принципиально новых агрегатов с высокими обжатыми, требующих сравнительно небольших капитальных вложений и позволяющих снизить расходы по переделу, является весьма актуальной.

Одно из основных направлений повышения эффективности прокатного производства — разработка совмещенных процессов непрерывного литья и прокатки [9, 29, 72, 73]. Однако совмещение процессов непрерывного литья и прокатки следует рассматривать не только с точки зрения согласования производительности этих процессов, а, что не менее важно, также и с точки зрения получения качественного проката, поскольку непрерывнолитые заготовки имеют поверхностные и внутренние дефекты [12, 51, 82, 105]. В связи с этим агрегаты, входящие в состав литейно-прокатного модуля и предназначенные для деформации непрерывнолитых заготовок, должны обеспечить получение качественного проката и увеличение выхода годного.

Для более обоснованного выбора параметров агрегатов для литейно-прокатных модулей и режимов деформации непрерывнолитых заготовок необходимы теоретические и экспериментальные исследования новых агрегатов и способов деформации.

Для совмещения процессов непрерывной разливки и прокатки пригодны лишь агрегаты, работающие при скорости входа заготовки в клеть, равной скорости выхода слитка из кристаллизатора, и обеспечивающие высокую деформацию (до 80—90%) за один проход и в одной клетке [73].

Как один из вариантов решения данной проблемы следует рассматривать применение агрегата с высокими обжатиями в качестве связующего при прямом совмещении машины непрерывного литья заготовок (МНЛЗ) с прокатными станами. Другим не менее перспективным вариантом является применение в составе литейно-прокатного модуля принципиально новых МНЛЗ, позволяющих получать непрерывнолитые заготовки, близкие по форме и размерам к готовым изделиям. В связи с этим особенно важно обосновать структуру, состав оборудования литейно-прокатного модуля и выбор оптимального сечения непрерывнолитой заготовки с позиции снижения капитальных затрат, внедрения ресурсосберегающей и малоотходной технологии, улучшения качества проката.

Разделы 4.2, 4.6, 5.1, 5.5 написаны совместно с профессором, доктором технических наук В. И. Одиноким и кандидатом технических наук А. В. Песковым; разделы 3.3, 3.4, 6.2, 6.3, 7.2, 7.3 — совместно с А. В. Малаховым (Уральский государственный профессионально-педагогический университет), глава 4 — совместно с Т. Г. Химич (УЗТМ).

Глава 1

ТЕХНОЛОГИЯ И СОСТАВ ОБОРУДОВАНИЯ ЛИТЕЙНО-ПРОКАТНЫХ МОДУЛЕЙ

Одно из важнейших и перспективных направлений развития прокатного производства — создание литейно-прокатных комплексов, включающих в свой состав машины непрерывного литья заготовок и агрегаты для деформации непрерывнолитых заготовок с большими обжатиями (рис. 1, 2). Создание таких комплексов позволит сократить производственные площади, удельные капитальные и эксплуатационные расходы, существенно снизить расход металла, энергии, топлива, повысить производительность труда [1, 30, 53, 73, 84, 96]. Кроме того, в черновых группах клетей непрерывных станов все больше будут применяться агрегаты для деформации заготовок с высокими обжатиями, что позволит снизить количество клетей и сократить производственные площади.

Однако в настоящее время расход металла непрерывнолитых заготовок остается довольно высоким. Это связано с тем, что, с одной стороны, для продольного разделения непрерывнолитых слябов на листовые или сортовые заготовки используется газовая резка [71]. Поверхностные слои толщиной до 15 мм с точечными дефектами непрерывнолитых слябов из нержавеющей стали удаляются механическим путем. Непрерывнолитые заготовки имеют наружные и внутренние трещины, в осевой зоне заготовки образуются ликвация, пористость, раковины [12, 51, 77, 82, 105].

С другой стороны, современные прокатные станы не позволяют совместить процессы непрерывной разливки и прокатки, т. е. создать непрерывные литейно-прокатные комплексы. В связи с тем, что в настоящее время для деформации непрерывнолитых заготовок, а также в составе черновых групп непрерывных станов все более широкое применение находят различные конструкции ковочных агрегатов, весьма актуальным является исследование процессов циклической деформации бойками непрерывнолитых заготовок в целях разработки рациональных режимов и конструкций агрегатов для их реализации [1, 26, 30, 59—61, 96].

Таким образом, проводимые работы по созданию агрегатов с высокими обжатиями связаны с возрастающими требованиями к качеству проката, созданием совмещенных процессов непрерывного литья и прокатки, необходимостью пластической

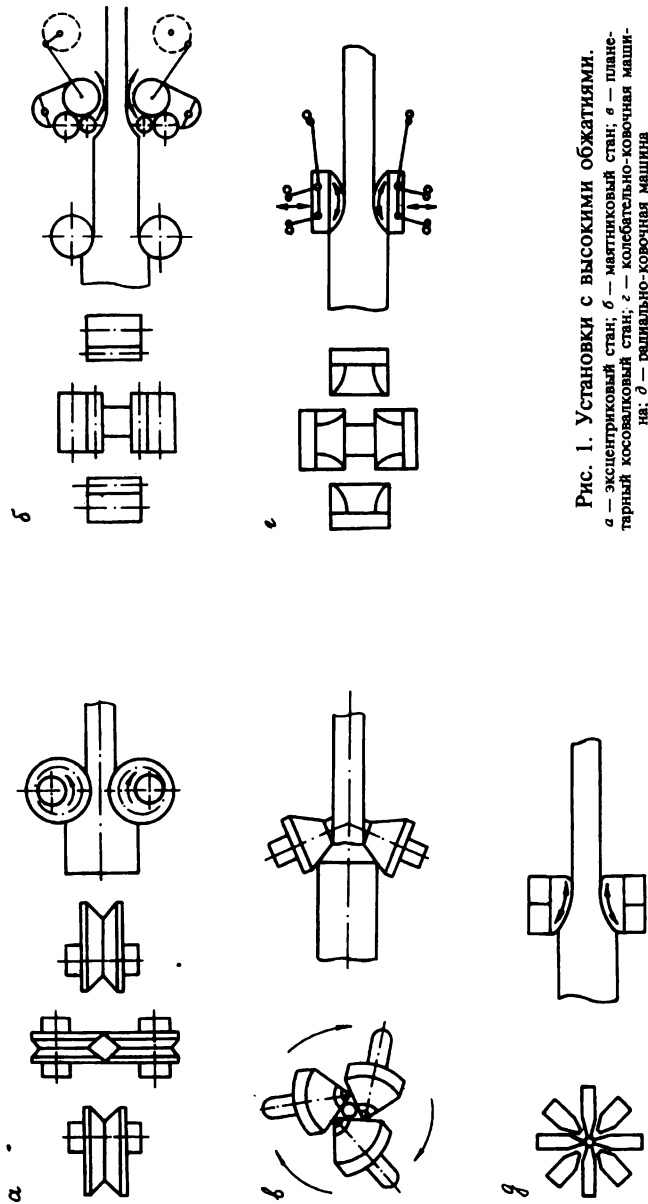


Рис. 1. Установки с высокими обжатыми.
 а — эксцентриковый стан; б — магнитный стан; в — планетарный косовальный стан; г — колебательно-ковочная машина; д — радиально-ковочная машина

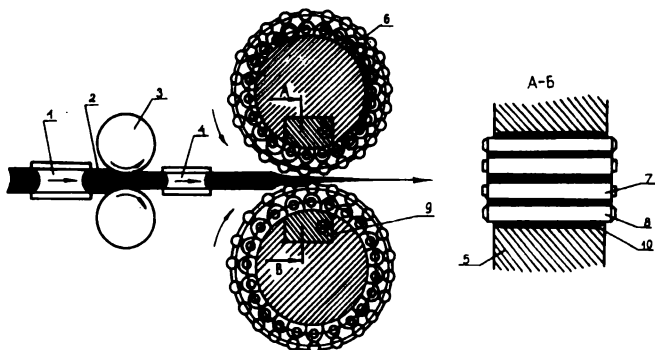


Рис. 2. Планетарный стан Круппа—Платцера.

1 — первая вертикальная клет; 2 — сляб; 3 — подающая клет; 4 — вторая вертикальная клет; 5 — неподвижный опорный валок; 6 — приводная обойма с валками; 7 — рабочие валки; 8 — промежуточные валки; 9 — вставка с плоским участком; 10 — обойма с промежуточными валками

обработки малопластичных и труднодеформируемых сталей и сплавов.

Некоторые исследователи наиболее перспективными считают технологические разработки по совмещению непрерывной разливки с прокаткой в едином агрегате на основе МНЛЗ, позволяющих получать непрерывнолитые заготовки с размерами, приближающимися к готовой металлопродукции [22, 72].

Однако наибольший эффект с точки зрения улучшения качества профилей, повышения производительности, снижения энергоемкости даст непрерывный технологический процесс, включающий непрерывную разливку заготовок, близких по форме и размерам к готовым металлоизделиям, и их деформацию за один проход в агрегате с высокими обжатиями.

Следовательно, использование агрегата с высокими обжатиями в составе литейно-прокатных модулей позволяет совместить процессы непрерывного литья и прокатки с точки зрения не только согласования их производительности, но и улучшения качества профилей за счет интенсивной проработки крупных непрерывнолитых заготовок по всему сечению и получения однородной мелкозернистой структуры металла, максимально использовать тепло литого металла, снизить металлоемкость оборудования, увеличить сечение непрерывнолитой заготовки и расширить сортамент проката, т. е. существенно снизить удельные капитальные и эксплуатационные затраты.

1.1. ЛИТЕЙНО-ПРОКАТНЫЕ МОДУЛИ ДЛЯ ПОЛУЧЕНИЯ СОРТОВОГО ПРОКАТА

В настоящее время за рубежом при создании литейно-прокатных модулей в их состав включают агрегаты с высокими обжатиями, которые рассматриваются как черновая линия мел-

косортно-проволочных непрерывных станов [30, 96]. При современном состоянии развития черной металлургии существует значительный разрыв между производительностью МНЛЗ и производительностью непрерывного прокатного стана, что делает нерациональным совмещение их в одну линию. Для совмещения прокатки с непрерывной разливкой пригодны лишь станы, работающие при скоростях входа в клеть, сопоставимых со скоростью выхода металла из кристаллизатора МНЛЗ, и обеспечивающие высокие деформации (до 80—90%) за один пропуск в одной клетке. К таким станам относятся станы с высокими обжатиями: сортовые планетарные, винтовой прокатки, а также сортовые ковочно-прокатные станы и агрегаты. Их работа основана на принципе циклической обработки металла, в соответствии с которым заготовка при прохождении через очаг деформации в каждом своем сечении многократно подвергается небольшим единичным обжатиям. В результате достигаются значительные суммарные деформации за один пропуск в одной клетке [84]. В работе Л. К. Нестерова, Г. А. Сагитова, Н. Ф. Грицука с соавторами [1] отмечается, что агрегаты для деформации с высокими обжатиями могут быть использованы в составе прокатных станов, так как они при относительно низких капитальных и эксплуатационных затратах обладают максимальной гибкостью в отношении качества проработки литой структуры металла. Агрегаты с высокими обжатиями устанавливаются вместо черновых групп сортовых станов или черновых клетей для производства сортовых профилей сечением 900—3000 мм², иногда — вместо заготовочного стана. При этом слитки и блюмы сечением 220×220 мм перерабатываются в заготовку сечением от 70×70 до 150×150 мм с последующей прокаткой в промежуточных группах сортовых и проволочных станов. На месте черновой группы мелкосортно-проволочных станов используют компактные агрегаты высоких обжатий для деформации заготовок сечением до 180×180 мм.

При скорости прокатки в первой клетке мелкосортных и проволочных станов 0,1 м/с существует разрыв между пропускными способностями непрерывных сортовых станов и МНЛЗ. Непрерывность процесса прокатки на проволочных станах может сохраняться до входной скорости 0,1 м/с. Дальнейшее снижение входной скорости прокатки невозможно по причине перегрева и ускоренного износа валков. Кроме того, в настоящее время не представляется возможным повышение скорости разлива на МНЛЗ более чем на 0,03 м/с. Применение агрегатов высоких обжатий позволяет устранить область разрыва (10^3 — 10^5 мм² по площади сечения и 0,02—0,12 м/с по скорости), т. е. создать непрерывный технологический процесс.

В работе отмечается ряд преимуществ использования проходной ковочной машины (см. рис. 1, д) при обработке непрерывнолитой заготовки.

1. На непрерывных мелкосортно-проволочных станах минимальная скорость подачи заготовки в первую клетку по условиям нагрева валков и охлаждения заготовки равна 0,1 м/с, в связи с этим максимальное сечение заготовки \square составляет 120—127 мм². Поскольку минимальная входная скорость ковочных машин не ограничивается, то стало возможным увеличение сечения заготовки до 160×160 мм.

2. При деформации в проходной радиально-ковочной машине температура заготовки повышается, что, несмотря на увеличение сечения заготовки, позволяет исключить ее подогрев перед последующей прокаткой.

3. Проходная радиально-ковочная машина заменила пять прокатных клетей и одну печь промежуточного нагрева, благодаря чему удалось снизить капитальные затраты и уменьшить производственные площади.

4. В результате использования радиально-ковочной машины и увеличения сечения заготовки \square со 120 до 160 мм² значительно улучшено качество сортовых профилей из непрерывнолитого металла. Это связано с тем, что при вытяжке $\lambda = 3,5$ достигается интенсивная проработка заготовки по всему сечению с образованием однородной мелкозернистой структуры, а также заваривание усадочных раковин.

За рубежом созданы совмещенные агрегатыковки и прокатки, включающие в свой состав одну или две проходные радиально-ковочные машины и блок из 3—9 прокатных клетей обычного типа [30, 73, 96]. На восьмибойковых ковочных машинах (см. рис. 1, д) заготовка обжимается одновременно четырьмя профилированными бойками с частотой ударов в минуту 200—600, скоростью выхода сортовой полосы из бойков 15—25 м/мин при средней вытяжке $\lambda = 4$. Профилированные бойки установлены на шатунах. Привод осуществляется от зубчатой передачи, расположенной в редукторном блоке. Продвижение заготовки через очаг деформации осуществляется задающими роликами. На проходной ковочной машине из непрерывнолитой заготовки сечением 120×120—160×160 мм получают квадрат со стороной 80—105 мм или шестигранник с диаметром вписанной окружности 98 мм. Из блока прокатных клетей выходит профиль круглого сечения $\varnothing 20—70$ мм.

Процесс обжатия заготовки восемью бойками обеспечивает перекрытие соседних зон деформации металла, благодаря чему исключается возможность образования заусенцев на поверхности обработанной заготовки. При этом достигается хорошая проработка центральной зоны заготовки при ограничении свободного уширения, что позволяет обрабатывать труднодеформируемые металлы со значительными обжатиями за один проход [26]. Между ковочной машиной и первой прокатной клетью расположена направляющая труба, в которой прокатываемая полоса может образовывать небольшую петлю, выравнивающую

обусловленное ковкой неравномерное поступление металла. В частности, совмещенный агрегат дляковки и прокатки фирмы «ГФМ» (Германия) состоит из сдвоенной многобойковой ковочной машины и семи прокатных клетей, расположенных под углом 45° к горизонтальной плоскости. Число ударов в минуту первой ковочной машины 350, второй — 700. Мощность привода сдвоенной ковочной машины 1600 кВт, прокатные клетки с индивидуальным приводом мощностью 160 кВт. На данном агрегате из непрерывнолитой заготовки сечением 127×127 мм получают круглую сталь диаметром 28—70 мм, причем вытяжка в ковочном блоке составляет 8, а в прокатном — 3,25. Перед подачей направляющим аппаратом заготовки в ковочный блок выполняется гидросбив окалины.

В составе литейно-прокатных модулей также используется колебательно-ковочная машина фирмы «Кокс» [1, 30]. В данной машине деформация осуществляется четырьмя расположенными попарно во взаимно перпендикулярных плоскостях бойками (см. рис. 1, з). Каждый боек приводится в колебательное движение посредством рычажно-эксцентрикового механизма. Синхронное движение противолежащих бойков и сдвиг по фазе на 180° по отношению к другой паре бойков обеспечивают обработку раската попеременно в горизонтальной и вертикальной плоскостях. При каждом движении пары бойков небольшое количество деформируемого металла вытесняется в виде волны. В результате осевого колебательного движения происходит обкатка и самостоятельная подача заготовки. Регулирование положения бойков отсутствует, поэтому для изменения выходного сечения заготовки требуется смена бойков. Сечение заготовки на выходе колебательно-ковочного агрегата практически не зависит от износа инструмента, температуры и способности металла к уширению. Однако весьма сложная конструкция агрегата имеет большие габариты, а наличие в приводах кривошипно-шатунных механизмов снижает их работоспособность.

На одном из заводов США колебательно-ковочная машина установлена в потоке стана 300 для получения из непрерывнолитой заготовки сечением 180×180 мм квадрата со стороной 72 мм. При 230 рабочих ходах в минуту скорость полосы на выходе составляет 18 м/мин. Мощность приводного электродвигателя 1600 кВт. Бойки изготавливают из литой стали с наплавкой рабочих поверхностей термостойкими сталями.

На заводе фирмы «Лэклид стил» (США) колебательно-ковочная машина используется как черновая линия мелкосортно-проволочного стана. Непрерывнолитые заготовки сечением 178×178 мм и длиной 9,14 м обжимаются до сечения 82×82 или 100×100 мм. Эти квадратные заготовки подаются через петлеобразователь на непрерывный прокатный стан. Данный технологический процесс характеризуется низким расходом энергии — $130 \text{ кВт} \cdot \text{ч/т}$.

Планетарные косовалковые станы (см. рис. 1, в) находят применение в составе литейно-прокатных модулей для получения сортового проката круглого сечения [1]. При обработке круглой непрерывнолитой заготовки диаметром 200 мм вытяжка составляет 6—9, скорость выхода полосы из стана достигает 30 м/мин, а производительность равна 360 т/ч. На стане получают заготовки диаметром 90 мм для проволочного стана. Эти заготовки не имеют внутренних дефектов по несплошности, поскольку при высокой вытяжке ($\lambda = 6—8$) осевая рыхлость непрерывнолитой заготовки заваривается.

В целях экономии энергии фирмой «Маннесман-Демаг» разработан комплекс для производства катанки в составе установки непрерывной разливки стали (УНРС) — планетарный косовалковый стан [1]. Поступающие с двухручьевого УНРС заготовки диаметром 200 мм разрезают на штанги длиной 10 м и нагревают в печи от 750 до 1000°C. На планетарном стане из этих заготовок получают круглую сталь диаметром 75 мм, после чего производится прокатка в двух промежуточных шестиклетьевых группах и десятиклетьевом чистовом блоке. В проходной восьмибойковой ковочной машине заготовка при контакте с бойками не тормозится до полной остановки, так как шатун также выполняет поступательное движение [96]. Величину перемещения устанавливают в зависимости от требуемой средней выходной скорости путем изменения угла наклона направляющего зуба в кулисном камне. При этом боек описывает эллиптическую траекторию, большая ось эллипса соответствует ходу бойка, а малая — максимальной подаче заготовки. Средняя скорость выхода заготовки составляет 14—23 м/мин. Установлено, что при обжатии 3,5 : 1 устраняются раковины и осевая пористость непрерывнолитой заготовки, т. е. достигаются абсолютная плотность сердцевины и мелкозернистая структура металла по всему сечению заготовки. Причем непосредственной мерой деформации сердцевины заготовки является отношение длины очага деформации к толщине выходящего раската. Если при прокатке с обжатием за проход 30% это отношение составляет 0,8, то вследствие плоского угла входа на ковочном бойке при том же обжатии оно равно 1,6. При практически используемой степени обжатия 3 : 1 это отношение составляет 4.

На проходной ковочной машине при ковке одновременно четырьмя бойками заготовка во время деформации находится под действием напряжений сжатия [96]. При таких напряжениях сжатия во время деформации не образуются новые поверхностные трещины, а уже имеющиеся не раскрываются. За один проход степень деформации достигает 70%, что позволяет существенно улучшить структуру металла. Одна проходная ковочная машина заменила пять прокатных клетей.

Универсальный планетарный стан 100 предназначен для периодической деформации непрерывнолитых сортовых заготовок

с большим обжатием [1]. Четыре многовалковые кассеты этой клетки с планетарным движением рабочих валков вокруг опорных обеспечивают обжатие в двух взаимно перпендикулярных плоскостях. На стане прокатывают профиль сечением 11×11 мм из легированных сталей, предназначенный для последующей прокатки катанки диаметром 6 мм, а также непрерывнолитую заготовку сечением 60×60 мм. Планетарная клетка снабжена подающей клетью дуо. Универсальная планетарная клетка может обеспечить вытяжку 25—40 при максимальной скорости выхода полосы 5 м/с.

В работе Г. Коха и Р. Коппа [30] отмечается, что металл можно сразу прокатывать после МНЛЗ без образования поверхностных трещин, если минимальная температура не ниже 900°С. При деформации со степенью обжатия 6 : 1 осевая пористость, наблюдавшаяся в сталях, склонных к ликвации, при прокатке полностью заваривалась.

В Швеции разработан стан новой конструкции «Металмилл триплет», состоящий из двух вертикальных клеток и расположенной между ними горизонтальной клетки. Применение этого стана в сочетании с МНЛЗ позволяет увеличить число различных размеров блюмов и слябов, получаемых из непрерывнолитой заготовки одного сечения, а также устранить необходимость регулирования сечения кристаллизатора на МНЛЗ. Производительность стана согласована с производительностью МНЛЗ.

Перспективным направлением в создании агрегатов высоких обжатий являются планетарные косовалковые станы [1]. Они предназначены для обжатия непрерывнолитых заготовок и разработаны в основном для замены черновых клеток мелкосортно-проволочных станов. Обжатие заготовки в таком стане производится грибовидными валками, стационарно контактирующими с прокатом. В отличие от планетарных станов известных конструкций периодического действия, в планетарных косовалковых станах валки осуществляют планетарное движение вокруг невращающейся заготовки, деформируя ее непрерывно в стационарном режиме, что позволяет выпускать прокат практически любой требуемой длины. Оборудование трехвалковых планетарных косовалковых станов проще и надежнее в эксплуатации, чем оборудование станов и ковочных агрегатов периодического действия, а их производительность достигает 360 т/ч при скорости выхода металла из клетки до 0,5 м/с и вытяжке до 15.

В планетарном косовалковом стане фирмы «Шлоеман-Зимаг» три конических валка, расположенных под углом 120° один относительно другого, обжимают заготовку так, что между поверхностями валков образуется коническая зона деформации. Благодаря наклонному положению валков, их вращательное движение вызывает поступательное движение раската через зону деформации, т. е. специального подающего устройства не

требуется. Во избежание скручивания раската в зоне деформации угол между направлением движения раската и осью вала так согласован с углом конусности вала, что на всей зоне деформации отношение диаметра вала к диаметру раската остается постоянным.

Фирма «Маннесман-Демаг» разрабатывает комплексы для производства катанки, в состав которых входят МНЛЗ и планетарный косовалковый стан. Такой комплекс позволяет использовать тепло непрерывнолитого металла, поскольку поступающие с двухручьевого МНЛЗ заготовки диаметром 200 мм нарезают на полосы длиной 10 м и нагревают в печи от 750 до 1000°C. На планетарном косовалковом стане получают заготовки диаметром 75 мм, после чего они поступают на прокатку в двух промежуточных шестиклетьевых группах и десятиклетьевом чистовом блоке. Конечная скорость прокатки может достигать 100 м/с, а производительность — 400 тыс. т/год.

В 1986 г. планетарный косовалковый стан 160 установлен в линии реконструированного непрерывного проволочного стана одной из фирм Италии [1]. Стан предназначен для прокатки из круглой непрерывнолитой заготовки диаметром 150 мм и длиной 9,5 м круглой стали диаметром 70 мм, что соответствует вытяжке 4,6 или степени деформации за проход 78%. Скорость выхода металла из валков составляет 0,56 м/с, достигнутая производительность — 50 т/ч. При использовании данного стана установлено фактическое снижение капитальных вложений и производственных расходов по сравнению с обычными проволочными станами.

Для прокатки сортовых заготовок больших сечений (230×280 мм) с высокими обжатиями фирма «Шлоеман-Зимаг» (Германия) предложила эксцентриковый стан периодической деформации [1] (см. рис. 1, а). Калиброванные валки расположены на эксцентриковых валах и попарно синхронно обжимают заготовку в двух взаимно перпендикулярных плоскостях. Все валки приводные, связаны друг с другом системой конических зубчатых зацеплений. Маятниковый сортовой стан фирмы «Демаг» (Германия) отличается тем, что его валки совершают колебательное периодическое движение в двух взаимно перпендикулярных плоскостях (см. рис. 1, б). Стан содержит четыре колебательные системы, синхронизированные попарно. Обе пары систем допускают отдельную регулировку на ходу для получения различных конечных сечений проката, что исключает необходимость смены инструмента при переходе с одного сечения на другое.

Циклы рабочего движения обеих колебательных пар сдвинуты по фазе на 180° относительно друг друга. Стан имеет вспомогательную клеть дуо, которая осуществляет регулирование скорости, подачу заготовки в основную клеть и восприятие обратного удара, возникающего при деформации с высокими об-

жаниями в основной клетке, а также предварительную деформацию непрерывнолитой заготовки. Стан предназначен для прокатки заготовки сечением 70×70 мм из исходного металла сечением 250×250 мм. При 225 рабочих ходах в 1 мин скорость выхода проката достигает 18 м/мин при вытяжке до 7,2.

Стан ковки-прокатки используется для получения сортовых профилей, а также для многоручьевого прокатки и позволяет формировать несколько сортовых заготовок за один проход полосы через клетку, что особенно важно при сочетании непрерывной разливки с прокаткой [10]. Рабочие бойки совершают одновременно возвратно-поступательное и качательное движение. Привод стана обеспечивает возвратно-поступательное движение рабочей клетки. Качательное движение бойков (секторных валков) обеспечивается отклоняющимися штангами. Перемещение заготовки по оси прокатки производится специальным устройством, работающим синхронно с приводом стана. Реализуемая в мгновенном очаге деформации схема напряженного состояния благоприятна для обработки труднодеформируемых сталей и сплавов, имеющих узкий температурный интервал деформируемости и пониженный ресурс пластичности. При большом суммарном обжатии за проход единичные обжатия за ход бойков сравнительно невелики. После каждого единичного обжатия следует пауза, во время которой происходит разупрочнение металла.

Отличительной особенностью данного способа деформации является то, что практически весь металл течет в направлении вытяжки, что способствует снижению энергоемкости процесса и повышению производительности. Плавное приложение нагрузки и сравнительно невысокая скорость деформации металла снижают нагрузки на рабочий инструмент.

Однако стан ковки-прокатки имеет ряд недостатков. В процессе ковки-прокатки предусмотрено многостороннее обжатие металла одновременно работающими бойками, что усложняет настройку процесса, так как при переполнении очага деформации неизбежны затекание металла в промежутки между соседними бойками и, как следствие, образование закатов.

Работа стана сопряжена с высокой динамикой из-за необходимости ускоренного перемещения подвижных масс системы «кассета — траверса», в связи с чем производительность его ограничена. Для обеспечения четкой работы стана в заданном режиме необходимы сложная система синхронизации и высокопроизводительный гидропривод. Кинематика машины не обеспечивает самостоятельного захвата и выдачи заготовки. Для смены бойков требуется полная разборка стана.

В последние годы для производства сортовых заготовок стал применяться способ прокатки — разделения (способ ПР), при котором из непрерывнолитого сляба продольно формируется несколько заготовок, соединенных перемычками [71].

Способ ПР может быть использован для продольного разделения непрерывнолитых слябов увеличенной ширины (2200÷2600 мм) на 2—3 листовые заготовки. При этом важным является влияние вскрытия зоны физико-химической неоднородности на качество готового проката. При производстве горячекатаных листов по новой технологии расход металла по боковой обрезе не превышает величины, достигаемой при изготовлении листов по существующей технологии.

При продольном разделении непрерывнолитого сляба на ряд сортовых заготовок задача усложняется, поскольку наблюдается выход на боковые поверхности заготовок скопления ликватов, неметаллических включений, осевой пористости. В связи с этим продольное разделение сляба огневыми резаками, т. е. без деформирования мест его разделения, нельзя применять при производстве сортового проката. В этом случае также возрастают потери металла, поскольку коэффициент расхода металла прямо пропорционален числу получаемых заготовок.

Продольное разделение непрерывнолитых слябов сечением 200÷250×1500 мм² осуществляют за 3—5 проходов в двухвалковой реверсивной клети валками диаметром 1400 мм, имеющими бурты с углом 24° при вершине [71]. Разделение сляба буртами валков, как правило, производят на 2—3 заготовки, однако при этом имеет место серповидность раската, что требует специальной правки.

Исследование качества сортовых заготовок, получаемых из непрерывнолитых слябов методом ПР, показало, что макроструктура квадратных заготовок сечением 100×100 мм² при вытяжке до 2,5 характеризуется сохранением в них осевой рыхлости. В местах наибольшей деформации (зоны перемычек) отсутствуют как осевая рыхлость, так и выход ликвационной зоны на поверхности заготовок. Качество проката, полученного методом ПР из непрерывнолитых слябов при содержании углерода в стали до 0,5%, не уступает качеству проката, произведенного по традиционной технологии.

Отделение заготовок друг от друга — один из наиболее сложных процессов при ПР. Разработаны методы продольного разделения сочлененных раскатов (разрушения перемычек) путем сдвига, растяжения, кручения. Однако эти методы сопровождаются образованием заусенцев в местах разделения и нарушением формы поперечного сечения профилей.

Прокатка заготовок на планетарных станах приводит к продольной циклической разнотолщинности полосы, для устранения которой требуются одна или две прокатные клети.

В связи с вышеизложенным для дальнейшего развития прокатного производства особенно актуальными являются работы по созданию новых агрегатов, отличающихся высокой жесткостью, прочностью и предназначенных для циклической деформации и продольного разделения крупных непрерывноли-

тых заготовок в узком температурном интервале в условиях, близких к всестороннему сжатию со степенью деформации за один проход до 80% и со скоростью, равной или превышающей скорость выхода заготовки из кристаллизатора МНЛЗ.

1.2. ЛИТЕЙНО-ПРОКАТНЫЕ МОДУЛИ ДЛЯ ПРОИЗВОДСТВА ЛИСТА

Дальнейшее развитие технологии непрерывного литья тонких слябов толщиной $H = 40\text{--}120$ мм, полосы ($H = 5\text{--}40$ мм) и тонкой полосы ($H = 1\text{--}5$ мм) следует рассматривать с позиции сокращения капитальных затрат, снижения энергоемкости технологического процесса и улучшения качества листа.

Тонкие слябы могут быть сначала обжаты в черновой линии полосового стана горячей прокатки, а затем прокатаны в чистовой линии стана. Полоса может непосредственно поступать в чистовую группу стана, причем горячая прокатка плоских заготовок с размерами, близкими к конечным, может осуществляться либо после разрезки полосы на мерные длины, либо в одном процессе с непрерывным литьем. Разработаны установки с новыми конструкциями стационарных кристаллизаторов, на которых отливаются слябы толщиной 30—75 мм при скоростях разлива 4—6 м/мин [52, 54].

При разливке с помощью движущихся с отливаемой заготовкой кристаллизаторов стремятся свести к минимуму взаимодействие между стенкой кристаллизатора и разливаемым металлом, которое является технологическим ограничением скорости разлива слябов при стационарном кристаллизаторе. Движущие ленточные кристаллизаторы установок непрерывного литья используются в вертикальном, наклонном и горизонтальном положениях [52, 54].

При уменьшении толщины непрерывнолитой полосы используют установки с одной разливочной лентой и одним валком, а также с двумя валками. На установке фирмы «МДН» горизонтальной конструкции отливают полосу толщиной 5—10 мм широкого диапазона марок стали, причем скорость разлива соответствует скорости стана горячей прокатки и позволяет осуществлять непрерывную прокатку горячей полосы в одной линии [52, 54]. В Японии двухвалковая установка непрерывного литья считается самой перспективной при получении тонкой полосы для последующей холодной прокатки. Выбор толщины отливаемой полосы и соответственно степени деформации при последующей прокатке зависит от возможности получения заданных механических свойств готовой металлопродукции, т. е. оптимальная толщина литой полосы определяется необходимой степенью деформации и возможностью термомеханической обработки. В связи с этим в зависимости

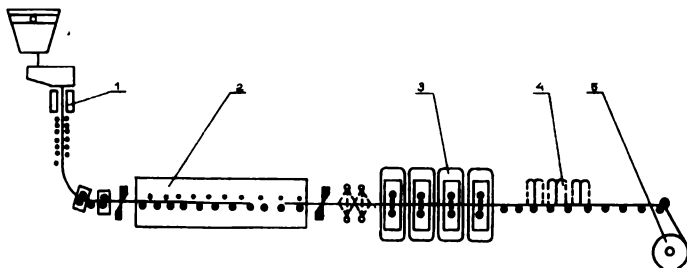


Рис. 3. Технологическая схема компактного изготовления полос.
 1 — установка непрерывного литья металла; 2 — печь для высокотемпературного выдерживания полос;
 3 — первый прокатный стан; 4 — линия охлаждения; 5 — машина для наматывания горячей полосы

от толщины литых заготовок разрабатываются различные технологические схемы дальнейшей переработки.

Для изготовления горячекатаной полосы из тонких слябов возможна установка стана Стеккеля с двумя печными моталками. Поскольку такая технология не является гибкой в отношении температурного режима, она пригодна лишь для углеродистых марок стали.

Другим возможным решением является переработка тонкого сляба в четырех или пяти чистовых клетях с нагревательной печью перед ними.

Можно осуществлять непосредственную горячую прокатку тонкого сляба в установке планетарного стана со степенью деформации за один пропуск до 98%. В другом решении совмещения непрерывной разливки и прокатки тонкие слябы сматываются в рулон, нагреваются в печи, разматываются и поступают на прокатку в чистовую группу стана.

Создан литейно-прокатный модуль для производства листа, в котором УНРС объединяется в одну производственную линию с печью для выдерживания полос при высоких температурах и четырехклетьевым отделочным станом (рис. 3) [72, 103]. Общая длина модуля составляет 250 м, производительность — до 1 млн т листа в год. Обрабатывают непрерывнолитые слябы толщиной 40—50 мм и шириной 1,2—1,6 м. Скорость выхода полосы толщиной 2,5 мм из последней клетки стана равна 4,6 м/с. Скорость подачи сляба в первую клетку отделочного стана — 0,23 м/с. Максимальная сила деформации — 30 000 кН, диаметры рабочих валков — 780 мм, мощность электродвигателя каждой клетки — 7000 кВт. Новая технология позволила сократить количество прокатных клеток, т. е. существенно снизить капитальные затраты. Следует отметить, что данная технология основана на хорошо известных на практике технологиях непрерывного литья металла, высокотемпературного выдерживания отливок, прокатки и охлаждения полос и дает существенную экономию энергии.

Большой интерес, проявляемый в мире к совмещенным процессам непрерывной разливки тонких слябов с их горячей про-

каткой на полосу, обусловлен высокой экономичностью процесса. По сравнению с традиционной технологией производства горячекатаных полос в данном случае исключается черновая группа широкополосного стана горячей прокатки, что позволяет не только существенно сократить капитальные вложения на строительство нового стана горячей прокатки и снизить эксплуатационные расходы, но и значительно уменьшить расход энергии на производство полосы [22, 103].

В отличие от литейно-прокатных модулей для производства сортового проката, в состав которых входят агрегаты с высокими обжатиями различных конструкций, в составе литейно-прокатных модулей для получения листа в основном используются полосовые планетарные станы конструкций Круппа — Платцера или фирмы «Сендзимир» [1, 73]. При прокатке нагретых полос степень деформации на этих станах за один проход составляет 90—98%. На рис. 2 показан разрез планетарного стана конструкции Круппа — Платцера. Стан состоит из двух неподвижных опорных валков, вокруг которых вращаются венцы из рабочих и соответствующих промежуточных валков. Рабочие и промежуточные валки расположены в приводных и синхронно вращающихся в противоположных направлениях обоямах и могут смещаться в радиальном направлении, они вращаются по типу сателлитных шестерен вокруг опорного валка. При горячей прокатке пара подающих валков медленно вводит нагретый сляб в зазор между валками планетарной клетки. При этом каждая отдельная пара быстровращающихся рабочих валков прокатывает тонкий слой сляба в участок готовой плоскопараллельной полосы. Плоскопараллельность достигается вследствие того, что на противоположных вставках в очаге деформации, т. е. на сменных изнашивающихся деталях, предусмотрены плоские участки.

На стане Круппа — Платцера непрерывнолитой сляб толщиной 80—90 мм за один пропуск обжимается в полосу толщиной 2—6 мм, причем ширина полосы 150—1250 мм. Максимальная скорость полосы составляет 2,4 м/с. Нагретые слябы поступают в установку гидросбива окалины, проходят через вертикальную и подающую клетки в планетарный стан. Вертикальные валки позволяют корректировать ширину полосы. Стан работает с рабочими валками малого диаметра и небольшими обжатиями за каждый цикл прокатки, что позволяет существенно снизить силы деформации, которые воспринимаются жесткими опорными элементами. Плоские участки опорных валков обеспечивают постоянную толщину готовой полосы. Полоса, прокатанная на планетарном стане Платцера, полностью рекристаллизована, на расположенном за станом участке охлаждения можно обеспечить получение полосы любой структуры. Затем полосу сматывают в рулоны большой массы. Поскольку скорость на входе этого стана можно привести в соответствие со скоростью

на выходе сляба из МНЛЗ, в будущем представляется возможным создание комбинированной установки из МНЛЗ и планетарного стана. Преимущества такой установки состоят в значительно лучшем использовании энергии и возможности получения рулонов любой массы.

Однако планетарные станы имеют ряд недостатков:

- высокую сложность конструкции клетки, значительные габариты и низкую ее работоспособность;
- необходимость применения задающей клетки;
- высокую динамику процесса;
- необходимость докатки задних концов сляба.

Слябовая МНЛЗ на заводе Кейхин (Япония) оборудована устройством, с помощью которого сляб с жидкой фазой при прохождении через роликовые проводки слегка обжимается, что позволяет предупредить образование осевой ликвации в конце затвердевания [77]. Ширина сляба — 1600÷2240 мм, толщина — 232 мм.

На заводе в Бекертверте фирмы «Тиссен» для повышения производительности МНЛЗ разливают слябы двойной ширины (1600÷2400 мм), которые затем подвергают продольной резке в отделении огневой зачистки и используют для производства узкой полосы [8].

Фирмой «Хитачи» (Япония) разработано и исследовано оборудование полосовых станов горячей прокатки [54]. Такие станы производительностью от 150 до 500 тыс. т/мес требуют больших затрат энергии. В основном эта энергия расходуется на нагрев слябов и на деформацию металла при прокатке листа. Применение горячего всада слябов в нагревательную печь или прямой прокатки позволяет использовать значительное количество тепла непрерывнолитого сляба и на 60—85% уменьшить расход энергии на нагрев.

Обычно ширина непрерывнолитого сляба изменяется при помощи клетки с вертикальными валками большого диаметра. Однако при этом на концах сляба происходит искажение его сечения («рыбий хвост»), что уменьшает выход годного. Разработан новый способ редуцирования сляба, при котором он поступает в матрицы калибровочного пресса, обжимающего кромки сляба. Калибровочный пресс устанавливается между нагревательной печью и черновой группой стана. Операция прессования эквивалентна прокатке сляба в вертикальных валках с диаметром, в несколько раз превышающим диаметр валков обычных прокатных клетей. Вследствие этого изменение ширины непрерывнолитого сляба за один проход составляет более 300 мм и отсутствует искажение сечения слябов на концах. Сила деформации достигает 19 мН, длительность операции обжатия — 70 с.

Обычный полосовой стан горячей прокатки используется для производства листа в больших объемах и является очень

дорогим при сооружении и эксплуатации. За последнее время увеличился спрос на мини-станы горячей прокатки МНМ, которые могут производить горячекатаные рулоны листа в небольших объемах и требуют малых капитальных вложений. Примером мини-стана может служить стан, состоящий из реверсивного черного и реверсивного чистового (стан Стеккеля). Такие станы прокатывают непрерывнолитые слябы толщиной 120—220 мм. Моталки в нагревательных печах располагаются с передней и задней сторон стана Стеккеля, который может обеспечить требуемое обжатие с минимальными потерями тепла от прокатываемого металла. Стан Стеккеля обычно применяют для производства в малых объемах полосы из нержавеющей стали.

В других вариантах мини-стан устанавливают после МНЛЗ для производства тонких слябов толщиной 30 мм, что позволяет исключить из технологической линии черновой стан и уменьшить число прокатных клетей в чистовой группе.

Литье стали производится на МНЛЗ двухленточного типа со скоростью до 10 м/мин. Прокатка тонких слябов на стане осуществляется непосредственно после МНЛЗ без подогрева и обеспечивает такое же качество металлопродукции, как и при обычном способе производства полосы.

Установка непрерывной разливки стали фирмы «Маннесман-Демаг» предназначена для получения тонких слябов толщиной 15 мм. В данной установке выходящий из кристаллизатора сляб толщиной 60 мм с жидкой фазой обжимается двумя парами валков зоны вторичного охлаждения до толщины 15 мм, что позволяет сократить количество клетей для последующей прокатки. Однако кристаллизатор данной установки имеет сложную форму, а это затрудняет изготовление и эксплуатацию кристаллизатора, и, кроме того, не все марки стали можно прокатывать без предварительной сплошной зачистки непрерывнолитых полос.

Таким образом, повышение эффективности и конкурентоспособности листопрокатного производства неразрывно связано с внедрением новых технологических процессов, что позволяет при улучшении качества металла снижать удельные затраты материалов и энергоносителей. В этом отношении наиболее перспективно создание непрерывных процессов, обеспечивающих высокую производительность и наиболее полную утилизацию энергии, затрачиваемой на нагрев и плавление металла на начальных стадиях производства. Тенденция развития непрерывной разливки подтверждает высокую эффективность капитальных вложений на сооружение УНРС и на разработку новых технологических решений, связанных с разливкой и последующей непрерывной прокаткой тонких слябов. Затраты на указанные разработки оправданы снижением стоимости и металлоемкости новых УНРС, уменьшением удельных затрат энергии как на получение, так и на прокатку тонких слябов.

Определенные трудности связаны с вопросами управления процессом разлива со скоростью, превышающей 3 м/мин, что осложняет поддержание уровня металла в кристаллизаторе, обеспечение высокого качества поверхности, макроструктуры тонких слябов и равномерность нагрева по сечению [54].

1.3. ЛИТЕЙНО-ПРОКАТНЫЕ МОДУЛИ ДЛЯ ПРОИЗВОДСТВА СЛОЖНЫХ ПРОФИЛЕЙ

Переход к ресурсосберегающим и безотходным технологиям особенно важен для металлоизделий массового производства, в частности двутавровых, которые находят широкое применение в машиностроении и строительстве. Это связано с тем, что существующие способы получения фланцевых профилей из отдельных слитков не удовлетворяют таким требованиям, как снижение энергоемкости технологического процесса и получение сложных профилей высокого качества.

К недостаткам традиционной схемы производства фасонных профилей следует отнести [16, 85]:

- низкий выход годного, обусловленный необходимостью удаления головной и донной частей слитков;
- высокую энергоемкость процессов, вызванную большими вытяжками при прокатке и необходимостью двукратного нагрева;
- искажение торцов бруса при порезке раскатов на ножницах, что затрудняет захват заготовки при дальнейшей прокатке и снижает производительность стана, так как приходится делать дополнительные проходы.

Дальнейшее повышение технико-экономических показателей производства фасонных профилей возможно лишь в результате использования непрерывнолитой заготовки, которая позволяет значительно увеличить выход годного, существенно снизить энергетические затраты и повысить качество металлоизделий.

Как показывает зарубежный опыт, использование непрерывнолитых блюмов для производства двутавров обеспечивает хорошее сочетание параметров МНЛЗ с параметрами прокатных комплексов и позволяет более рационально организовать технологический процесс за счет исключения зачистки металла [85].

В Японии на заводе Мицусима фирмы «Кавасаки сэйтэцу» непрерывнолитые блюмы квадратного сечения используют для производства широкополочных двутавров малых размеров (ширина полок и высота — до 450 мм).

Использование непрерывнолитых слябов в качестве исходной заготовки при прокатке крупных балок и колонных профилей на заводе фирмы «Бритиш стил» в Тиссайде (Великобритания) позволило значительно улучшить качество поверхности и

макроструктуру готового проката и повысить однородность свойств металла.

Ранее балки высотой до 914 мм, шириной полки 419 мм и колонные профили высотой 356 мм; шириной полки 406 мм прокатывали из слитков. Для внедрения новой технологии построена нагревательная печь с шагающими балками для нагрева слябов шириной до 1750 мм и длиной до 9 м.

Технология прокатки непрерывнолитых слябов включает обжатие их на профилированную заготовку в черновой клети балочного стана (блюминга с высоким подъемом верхнего валька). В этой клети выполняется несколько уширительно-разрезных проходов для получения профилированной заготовки, затем эта заготовка прокатывается в универсальной клети. Данная технология сокращает расход энергии, повышает выход годного и производительность стана.

Применение непрерывнолитых слябов сокращает концевую обрезь до 20% от обрезки, получаемой при прокатке слитков, а также благодаря улучшению качества и применению длинных слябов выход годного увеличивается на 12%.

В связи с повышением выхода годного, сокращением пауз при прокатке и применением длинных слябов производительность стана повысилась с 450 до 570 тыс. т/год.

Однако данная технология производства фасонных профилей из непрерывнолитых заготовок имеет ряд существенных недостатков, которые не позволяют широко применять ее в производстве (особенно крупных профилей) [16, 85]:

- резкое увеличение габаритов и стоимости МНЛЗ при отливке заготовок сечением более 600×430 мм;
- трудность нагрева заготовок толщиной более 430 мм в существующих методических печах;
- образование языкообразного наката на концах полосы, увеличивающего опасность застревания раската в клетях и потери металла на обрезь;
- невозможность прокатки тонкостенных двутавров из-за неблагоприятного температурного режима;
- уменьшение производительности стана вследствие большего времени прокатки заготовки в обжимной клети, чем в остальных клетях.

Перспективным направлением в создании литейно-прокатных модулей для производства сложных профилей является создание машин непрерывного литья фасонных заготовок, имеющих двутавровую форму поперечного сечения. Благодаря применению непрерывнолитых фасонных заготовок, из технологической линии исключается обжимная клеть, а также уменьшается число пропусков, что приводит к существенному снижению капиталовложений и производственных затрат на обработку [85]. Кроме того, эта фасонная заготовка позволяет улучшить структуру металла и качество поверхности балок по

сравнению с существующей технологией их производства прокаткой из слитка, а также увеличить выход годного за счет уменьшения отходов готовой продукции при удалении металлургических дефектов и уменьшить количество брака.

На заводе Мицусима фирмы «Кавасаки сэйтэцу» (Япония) освоена технология прокатки широкополочных двутавров сечением 460×400×120 мм из унифицированной по размерам непрерывнолитой заготовки [16].

Однако, как показал зарубежный опыт, эксплуатация установок для отливки фасонных заготовок, несмотря на известные преимущества, имеет ряд существенных недостатков:

— из-за сложности профиля фасонных заготовок, разнотолщинности и затрудненности усадки по сечению слитка возникают слабые места в каркасе профиля и концентрация напряжений, что приводит к образованию трещин и снижению качества металлоизделий;

— для литья широкого сортамента фасонных заготовок требуется большое количество сменного комплекта оборудования, что повышает удельную металлоемкость и себестоимость продукции.

Следует также отметить, что процесс прокатки крупных заготовок сопровождается большой неравномерностью деформации и значительными продольными растягивающими напряжениями в осевой зоне, которые могут привести к нарушению сплошности непрерывнолитого металла.

Кроме того, известно, что основной проблемой при обработке непрерывнолитых заготовок является обеспечение благоприятной схемы напряженно-деформированного состояния в очаге деформации, получение удовлетворительных механических свойств проката, структуры металла и исключение поверхностных и внутренних дефектов, однако процесс прокатки не решает проблемы [85].

В связи с этим ведутся разработки технологических процессов, где балочную заготовку получают из непрерывнолитых слябов на прессах или другом ковочном оборудовании. Дальнейшая прокатка балок проводится непосредственно в универсальных клетях без промежуточного нагрева. В вышеуказанной работе предложен способ получения балочных заготовок из непрерывнолитых слябов путем осадки их бойками пресса в двух взаимно перпендикулярных направлениях одновременно по всей длине сляба в условиях плоской деформации [85]. При этом в очаге деформации имеет место благоприятная схема напряженно-деформированного состояния с преобладанием сжимающих напряжений, что исключает возникновение дефектов, а также исключаются потери металла на обрызг.

При обработке слябов на прессе возможна полная автоматизация и механизация таких процессов, как смена бойков, подача слябов в рабочее пространство, удаление окалины и охлаж-

дение бойков. Применение быстросъемного инструмента (бойков) значительно расширяет технологические возможности прессы и позволяет быстро перенастраиваться при изменении сортамента двутавров.

Данная технология позволяет существенно снизить энергоемкость процесса за счет использования тепла литого металла и исключения промежуточного нагрева перед окончательной прокаткой. Высокое качество изделий обеспечивается путем использования плоских слябов с меньшей по сравнению со слитками неравномерностью распределения температуры по сечению, реализацией в очаге благоприятной схемы напряженно-деформированного состояния с преобладанием сжимающих напряжений.

Разработан способ получения двутавровых заготовок, при котором непрерывнолитой сляб или блюм обжимают с четырех сторон пуансонами прессы в шаговом режиме, после чего полосу подают в клетки балочного прокатного стана [68]. Причем при обжатии пресс передвигается совместно с обрабатываемой заготовкой. В горизонтальной плоскости заготовка обжимается плоскими бойками, в вертикальной — фасонными бойками со скругленной вершиной.

1.4. СОВМЕЩЕННЫЕ ПРОЦЕССЫ НЕПРЕРЫВНОГО ЛИТЬЯ И ПРОКАТКИ

На современном этапе развития металлургического производства все большее развитие получают совмещенные процессы непрерывного литья и деформации, которые позволяют получать заготовки, по форме и размерам близкие к готовым изделиям, тем самым существенно снижаются энергоемкость технологического процесса и металлоемкость оборудования.

В работе Х. Ю. Эренберга [103] рассмотрена конструкция МНЛЗ и технология литья и прокатки для производства тонких слябов. Новую конструкцию имеют:

- вертикальный кристаллизатор с изогнутой нижней частью и погружная насадка;
- динамичная роликовая проводка ручья, обеспечивающая возможность сочетания разливки и прокатки заготовки с еще жидкой и уже затвердевшей сердцевиной.

При этом сохраняются все существующие особенности непрерывной разливки слябов: непрерывное изменение ширины кристаллизатора, регулирование скорости разливки вплоть до остановки заготовки, смена погружных разливочных стаканов, смена промежуточного ковша.

Уменьшение толщины заготовки после ее формирования в кристаллизаторе осуществляется в области роликовой проводки ручья в результате сочетания разливки с прокаткой. На первом

этапе сердцевина заготовки находится еще в жидком состоянии. Обжатие осуществляется небольшими шагами от одной пары роликов к другой в области между выходом из кристаллизатора и кристаллизующейся вершиной жидкой сердцевины. Это обеспечивает контролируемую минимальную деформацию заготовки.

Общая деформация заготовки с жидкой сердцевиной составляла 20%, в настоящее время она может быть увеличена до 70%. Непосредственно после затвердевания начинается обжатие заготовки с уже затвердевшей сердцевиной. Небольшие сопротивления деформации только что затвердевшего тонкого сляба позволяют достичь обжатия по толщине до 60%, причем с помощью всего нескольких пар роликов диаметром 210 мм, которые одновременно способствуют увеличению скорости выхода заготовки до 25 м/мин.

Проведено сравнение результатов производства листовой стали по обычной технологии и при прокатке листа из тонких слябов. Величина зерна в случае тонких слябов меньше, чем в случае слябов обычной толщины. Более мелкозернистая структура, обусловленная снижением температуры выдачи заготовки при прокатке, сохраняется и в конечном продукте, благодаря чему достигаются постоянные показатели предела текучести временного сопротивления. Только тонкий сляб вследствие малой исходной толщины может иметь низкую температуру выдачи, с помощью чего при прокатке достигаются лучшие пластические свойства толстого листа.

Сравнительные испытания холоднокатаного автомобильного листа, полученного из стандартных и тонких слябов одной и той же плавки, показали, что листы из тонких слябов более пригодны для глубокой вытяжки. Также было установлено: вследствие быстрого затвердевания тонкого сляба изменяется и характер процесса ликвации. При быстром затвердевании и охлаждении тонких слябов выделения нитридов алюминия не наблюдаются. Этот факт дает большие преимущества в случае сочетания непрерывной разливки с прокаткой, поскольку исключается необходимость температурной обработки слябов в печи для растворения выделений нитридов алюминия.

Также установлено, что в случае тонких слябов, разлитых без обжатия и с обжатием с 60 до 28 мм, четче различимы более мелкозернистая макроструктура и меньшая концентрация в области осевой ликвации, чем в разлитом из той же плавки стандартном слябе.

Эти данные свидетельствуют о возможности получать толстый лист непосредственно на МНЛЗ. Показатели прочностных и пластических свойств листа могут быть улучшены путем нормализации или ускоренного охлаждения его после выхода из МНЛЗ.

Приведены параметры МНЛЗ для разливки заготовок с од-

новременным обжатием сляба шириной 1400 мм и первоначальной толщиной 60 мм до конечной толщины 15 мм. Производительность в зависимости от доли заготовок, подвергаемых обжатию с еще жидкой сердцевиной, составляет 0,25—1,00 млн т в год. Причем обжатие заготовки осуществляется с еще жидкой сердцевиной с 60 до 45 мм и далее с твердой сердцевиной — с 45 до 15 мм. Скорость разлива достигает 6 м/мин (кристаллизатор), максимальная скорость выхода заготовки — 20 м/мин. Обжатие заготовки с твердой сердцевиной осуществляется роликами диаметром 600 мм. На этом участке роликовой проводки ручья сопротивление деформации металла может достигать 30% сопротивления деформации, наблюдаемого при обычной температуре прокатки (около 1150°С). Длина установки от зеркала металла до последней пары роликов составляет 9 м.

Установлено, что тонкослябовая технология в сочетании с прокаткой позволяет снизить капитальные затраты и затраты по пределу, а также улучшить свойства материала готовой продукции.

Предложены способ и конструкции элементов МНЛЗ для отливки тонких изделий, характеризуемые тем, что ниже кристаллизатора установлены обжимные ролики для деформации металла. В роликах установлены ультразвуковые или индуктивные датчики, по сигналам которых судят о наличии или отсутствии в сердцевине полосы жидкой фазы, что позволяет регулировать режим литья и получать высококачественную сталь.

В работе [11] отмечается, что непрерывная разливка позволяет достигнуть высокой производительности при получении стали, отличающейся высоким уровнем стабильности качества и механических свойств. Непрерывнолитые заготовки характеризуются отсутствием поверхностных трещин при низкой осевой сегрегации. Уровень качества поверхности заготовок, приведший к реализации режимов прямой прокатки без предварительной зачистки, достигнут путем подбора защитных шлакообразующих смесей с одновременным повышением частоты и уменьшением амплитуды несинусоидального качания кристаллизаторов. Улучшение макроструктуры слябовых заготовок различной толщины достигнуто в условиях небольшого обжатия сляба в конце зоны затвердевания. В перспективе развитие схем прямой прокатки литых заготовок и формирование профилей, близких по сечению к конечным размерам катаной продукции, существенно повысят эффективность процесса в результате снижения удельных затрат энергии.

При производстве слябов и заготовок на МНЛЗ неизбежно явление осевой ликвации металла, снижающей качество металлоизделий [60]. В связи с этим предложены способ и устройство, дающие возможность предотвратить осевую ликвацию в непрерывнолитых слябах и заготовках. Для этой цели служит гид-

равлическое устройство, обжимающее с двух противоположных сторон сляб, выходящий из кристаллизатора. При этом отношение затвердевшего металла к жидкой фазе по сечению сляба находится в пределах $0,5 : 1 - 0,9 : 1$, а отношение величины обжатия к толщине жидкой фазы составляет $0,5 : 1,0$.

Предложена технология отливки на МНЛЗ тонких металлических изделий, заключающаяся в том, что расплав поступает в металлоприемник-кристаллизатор, сечение которого уменьшается по мере вытягивания слитка вниз, что обеспечивает изменение толщины и увеличение плотности металла. Заготовка с еще жидкой сердцевиной проходит затем между вращающимися валками-кристаллизаторами, зазор между которыми соответствует толщине готовой продукции.

Предложен способ непрерывной разливки слябов с регулированием окончательной толщины путем обжатия заготовки с незатвердевшей сердцевиной. Степень обжатия регулируют автоматически на основе информации о скорости вращения и силы обжатия рабочих роликов, разбитых на три взаимосвязанные группы, а также о толщине полностью затвердевших слябов.

Кроме способов, где выходящие из кристаллизатора заготовки обжимаются в зоне вторичного охлаждения, за рубежом (США, Япония) ведутся разработки технологий, где непрерывнолитые заготовки перед прокаткой обрабатываются на прессах или ковочных машинах [60].

Непрерывнолитые заготовки из цветных металлов и сплавов проковываются бойками эксцентрикового стана периодическойковки перед непрерывной прокаткой [61]. При этом происходит измельчение столбчатой структуры непрерывнолитого металла по тонкому поверхностному слою, глубина слоя составляет 10% от толщины заготовки. Полученная структура металла позволяет исключить образование на поверхности заготовок трещин при последующей прокатке.

Для получения тонких слябов путем непрерывной разливки предложено после вытягивания лентообразной заготовки из кристаллизатора до завершения процесса затвердевания ее жидкой сердцевины осуществлять двухстороннее обжатие заготовки со стороны ее широких граней в 4-валковой клетки, что обеспечивает устранение осевой пористости и надежное сваривание затвердевших слоев, сформированных на широких гранях кристаллизатора. Степень обжатия по толщине заготовки не должна быть менее 40%.

Следует отметить, что за рубежом активно разрабатывают технику непрерывной разливки тонких слябов и лент. Ряд фирм занимается созданием двухленточных машин непрерывного литья. Ряд ведущих фирм Европы отдает предпочтение методу литья с обжатием заготовки в линии МНЛЗ.

Для формирования тонких литых полос применяют одно-

или двухроликовые установки и комбинированные роликоточные агрегаты. Показана целесообразность использования одно- и двухроликовых установок для отливки лент толщиной 0,3—2,0 и 2,0—8,0 мм с производительностью 200—400 и 400—800 тыс. т/год соответственно. Способ получения тонких слябов на низконапорных МНЛЗ рекомендуют применять на заводах, производящих более 1 млн т/год, а установок с подвижными кристаллизаторами гусеничного типа — на заводах с годовой производительностью от 2 до 3,5 млн т/год.

Однако ленточные МНЛЗ характеризуются недолговечностью металлических лент, которые позволяют отлить лишь 50—60 т слябов против 50—100 тыс. т на обычных МНЛЗ. Кроме того, полосы, получаемые на ленточных и роликовых МНЛЗ, имеют литую структуру металла, которая не всегда позволяет получить при последующей прокатке из-за малой степени деформации заданные механические свойства и структуру металла листовой продукции.

Глава 2

ДВУХУРОВНЕВАЯ ОПТИМИЗАЦИЯ ОСНОВНЫХ ПАРАМЕТРОВ СИСТЕМ МАШИН ДЛЯ ДЕФОРМАЦИИ НЕПРЕРЫВНОЛИТЫХ ЗАГОТОВОК

2.1.ОБОСНОВАНИЕ НОВОГО ПОДХОДА К РЕШЕНИЮ ЗАДАЧ ОПТИМИЗАЦИИ ПАРАМЕТРОВ ВЗАИМОСВЯЗАННЫХ ПРОКАТНЫХ АГРЕГАТОВ

Наиболее перспективными направлениями развития прокатного производства на современном этапе являются внедрение ресурсосберегающих и малоотходных технологических процессов и коренное улучшение качества проката.

Решение поставленных задач осуществляется путем создания непрерывных литейно-прокатных модулей, позволяющих существенно снизить энергоемкость технологического процесса и увеличить выход годного, а также проведением реконструкции прокатных агрегатов в целях перевода их на работу с непрерывнолитой заготовкой. Все больше будут применяться в составе литейно-прокатных модулей и в черновых группах прокатных станов агрегаты с высокими обжатиями, поскольку они при относительно низких капитальных и эксплуатационных затратах позволяют совместить процессы непрерывной разливки металла и прокатки, увеличить исходное сечение заготовки, в том числе непрерывнолитой, и улучшить качество проката [1, 11, 22, 26, 53, 63, 68, 73, 84, 96, 103]. Перевод прокатных станов на работу с непрерывнолитой заготовкой и создание литейно-прокатных модулей требуют решения комплекса взаимосвязанных задач, таких как выбор состава оборудования и определение сечения непрерывнолитой заготовки и параметров технологического процесса с позиции выполнения заданной производительности, снижения энергоемкости технологического процесса и металлоемкости оборудования и получения профилей проката высокого качества. При этом следует иметь в виду, что прокатные станы не всегда позволяют улучшить качество проката из непрерывнолитых заготовок, т. е. обеспечить проработку структуры по всему сечению, заваривание раковин и получение мелкозернистой однородной структуры [96]. В этом случае целесообразно при-

менять в составе литейно-прокатного модуля агрегаты с высокими обжатиями, которые по сравнению с прокатными станами обеспечивают более интенсивную проработку литой структуры металла, т. е. позволяют улучшить качество и расширить сортамент проката, а также увеличить сечение непрерывнолитой заготовки и совместить процессы непрерывной разливки и прокатки [96].

Кроме того, агрегаты с высокими обжатиями целесообразно использовать в составе действующих прокатных станков, имеющих ограниченные производственные площади, что мешает при переводе их на работу с непрерывнолитой заготовкой установлению нескольких дополнительных клетей. Не менее важной задачей при создании литейно-прокатных модулей является максимальное использование тепла литого металла, что ведет к существенному снижению энергоемкости технологического процесса.

Отсюда следует, что задача создания литейно-прокатных модулей весьма сложная, это обусловлено противоречивостью технических показателей и необходимостью учета связей агрегатов, объединенных единой технологической линией.

Таким образом, уже на стадии проектирования необходимо обоснованно выбрать структуру и состав оборудования литейно-прокатного модуля, а также найти наилучшее сочетание параметров технологического процесса с параметрами приводов, обеспечивающих повышение производительности и долговечности при одновременном снижении энергоемкости, металлоемкости и улучшении качества проката.

Если в процессе проектирования отдельные звенья прокатного агрегата разработаны независимо друг от друга, без учета взаимных связей, то при объединении их могут появиться слабые места в некоторых звеньях, они приведут к отказам в процессе эксплуатации, причем устранение слабого места в одном звене может привести к увеличению нагрузок на другие звенья прокатного агрегата [89].

При реконструкции прокатного комплекса в целях перевода его на работу с непрерывнолитой заготовкой путем установки дополнительных клетей или агрегата с высокими обжатиями возникает проблема совместимости новых агрегатов с существующими, которая не может быть решена без учета их взаимных связей в процессе расчета. Такая же проблема для прокатного или литейно-прокатного комплекса возникает при расширении сортамента профилей, поскольку при этом необходимо согласовать параметры отдельных агрегатов и оценить уровень нагруженности несущих элементов.

Одной из важнейших задач при проектировании главной линии прокатного агрегата как динамической системы является правильный выбор ее структуры и параметров. Известно, что структура и параметры динамической системы определяют уро-

вень ее надежности [100]. Это связано с тем, что для динамических систем главных линий прокатных агрегатов, работающих в переходных режимах, правильный выбор структуры и параметров позволяет снизить уровень динамических нагрузок, т. е. повысить надежность системы. Без оптимизации структуры системы главной линии, или ее схемы компоновки, нет гарантии, что выбранные на следующем этапе динамические параметры системы будут действительно оптимальными.

Таким образом, задача определения оптимальных параметров литейно-прокатного модуля весьма сложная и трудоемкая и не может быть успешно решена традиционными методами расчета. В связи с этим необходим новый подход к решению задач оптимизации параметров литейно-прокатных модулей с учетом противоречивых критериев и взаимной связи агрегатов, входящих в его состав, что позволяет обоснованно выбрать структуру и параметры литейно-прокатного модуля с позиции выполнения заданной производительности, снижения энергоемкости технологического процесса, металлоемкости оборудования и динамической нагруженности приводов, улучшения качества проката. Кроме того, эта методика должна быть универсальной и направленной на решение задач определения оптимальных параметров прокатных комплексов или литейно-прокатных модулей с любой структурой, включающих в свой состав взаимосвязанные прокатные агрегаты различной конструкции, а также и отдельного прокатного агрегата.

2.2. АЛГОРИТМ ДВУХУРОВНЕВОЙ ОПТИМИЗАЦИИ СИСТЕМЫ ВЗАИМОСВЯЗАННЫХ МАШИН ОБРАБОТКИ ДАВЛЕНИЕМ

В последние годы широкое развитие получили методы оптимизации технологических параметров и динамических систем машинных агрегатов, в частности прокатных станов [4, 19, 25, 35—41, 57, 58, 67, 74, 75, 89, 95].

Для решения задач оптимизации технологического процесса прокатки на обжимных станах, сортовых станах и станах холодной прокатки использован метод динамического программирования Р. Беллмана [79, 81, 95].

В работе Г. Л. Химича и М. Б. Цалюка [95] отмечается: при проектировании прокатных станов большое значение имеет нахождение оптимальных режимов прокатки в целях правильного выбора электродвигателя, определения возможностей стана, его производительности и создания рациональной конструкции.

В статье М. А. Биргера [5] показано, что проектируемый агрегат описывается локальными критериями качества: габаритами, энерго- и металлоемкостью, к. п. д., прочностью, надежностью, долговечностью, виброактивностью, производительно-

стью, точностью, быстродействием, экономичностью, т. е. задача оптимального проектирования агрегата является многокритериальной. Вследствие противоречивости данных критериев улучшение одних приводит к ухудшению других, поэтому получить оптимальное решение по всем показателям не представляется возможным. Рассмотрены различные методы решения многокритериальных задач:

1) один критерий принимают в качестве целевой функции, а на другие накладывают ограничения;

2) построение новой целевой функции, представляющей собой комбинацию ряда функций с весовыми коэффициентами;

3) ЛП — поиск, который основан на исследовании многомерного пространства параметров и принятии компромиссных решений. Этот метод — детерминированный аналог метода Монте-Карло, позволяющий находить оптимальные решения в режиме диалога при существенно меньшем числе испытаний, чем при других методах.

В работах П. И. Зинюкова, И. В. Матугова, И. М. Соболя, В. И. Сергеева, Р. Б. Статникова и других [67, 74] предложен метод многокритериальной оптимизации машинных агрегатов на стадии проектирования и его реализация на ЭВМ. Диалог конструктора с ЭВМ базируется на исследовании пространства исходных параметров и определений в нем оптимального варианта с учетом всех противоречивых критериев.

Исследователь Д. Шенерг отмечает, что в последние годы при создании прокатного оборудования, особенно станов непрерывного действия, сталкиваются с существенными трудностями, обусловленными упругими колебаниями в элементах приводов машин [99]. Это объясняется тем, что при проектировании прокатных станов разработка электрической части не зависела от разработки механической части привода. При оптимизации системы привода необходимо добиться такого согласования работы отдельных его частей, чтобы при действии на него возмущений обеспечивалось восстановление заданного режима без повреждений, с максимальным быстродействием, точностью и максимальным ограничением колебаний в упругих звеньях.

Из анализа работ, посвященных оптимизации технологических процессов и конструкций, следует, что в прокатном производстве эти работы не получили должного развития. Не разработаны методы оптимизации основных параметров взаимосвязанных прокатных агрегатов как сложных систем, каждый из которых в свою очередь состоит из взаимосвязанных технологических, механических и электрических звеньев. В ряде работ проблемы оптимизации технологического процесса прокатки решены в предположении, что задана структура агрегата, в частности непрерывного стана [58, 81, 95]. В других работах рассмотрены вопросы оптимизации динамических нагрузок в глав-

ных линиях прокатных станов [19, 21, 25, 31, 37]. Однако оптимизация только технологического процесса или оптимизация параметров главной линии стана не решают более важного вопроса: комплексной оптимизации прокатного стана как системы, состоящей из взаимосвязанных подсистем очага деформации, механической трансмиссии и электродвигателя.

Актуальность данной проблемы возрастает в связи с высоким уровнем производительности реверсивных и непрерывных прокатных станов, характеризующихся большой мощностью приводов, а также тенденцией увеличения обжатий и скоростей прокатки. При этом требования, которые предъявляются со стороны технологического процесса к параметрам приводов прокатных станов, непрерывно усложняются. Это связано с тем, что при интенсификации режимов прокатки возрастает как уровень нагруженности механического оборудования и приводов, так и взаимная связь процессов, происходящих в очаге деформации и в линии привода. Таким образом, параметры двигателя, схема компоновки и конструктивные параметры главной линии, параметры очага деформации определяют в совокупности нагруженность звеньев прокатного стана и качество проката. Кроме того, во многих случаях расчет оптимальных конструктивных параметров проводят для известной схемы компоновки главной линии. При этом отсутствует гарантия, что рассчитанные конструктивные параметры главной линии будут действительно оптимальными.

Таким образом, несущие элементы прокатного стана, проектирование звеньев которого проводится без учета их взаимной связи, вследствие высоких динамических нагрузок могут преждевременно выйти из строя, а интенсивные вибрации элементов стана приведут к ухудшению качества проката.

Однако задача существенно усложняется, если требуется определить оптимальные параметры прокатного или литейно-прокатного комплекса как системы взаимосвязанных прокатных агрегатов, что обусловлено рядом особенностей решения следующих задач оптимизации:

1) система взаимосвязанных прокатных агрегатов, как показано выше, оценивается многими и зачастую противоречивыми критериями (производительностью, нагруженностью, металлоемкостью, энергоемкостью, качеством проката), т. е. имеет место многокритериальная задача оптимизации, в процессе решения которой следует определить компромиссный вариант проектируемой системы;

2) необходимо учитывать в процессе оптимизации взаимную связь агрегатов, входящих в состав прокатного комплекса или литейно-прокатного модуля, с одной стороны, и технологические, механические и электрические звенья отдельного агрегата — с другой. Это обусловлено тем, что параметры, полученные при оптимизации отдельного агрегата без учета его связей

с другими агрегатами прокатного комплекса будут оптимальными только для данного агрегата, но не для всего комплекса в целом, а также возникают трудности согласования параметров агрегатов, входящих в систему прокатного комплекса. Таким образом, прокатный комплекс — это сложная система, поскольку, согласно точке зрения В. С. Михалевиича и В. Л. Волковича, он характеризуется многокритериальностью, иерархичностью структуры, включает в свой состав агрегаты различной конструкции [50]. В работе [2] отмечается, что только переход от совокупности задач оптимизации отдельных агрегатов сложных комплексов к оптимизации всего комплекса позволяет определить глобальный экстремум основного показателя качества.

Следует отметить, что разработка методов взаимосвязанной оптимизации — новое перспективное направление в теории оптимального проектирования систем машин [62, 67, 89, 92].

Применение методов оптимизации взаимосвязанных прокатных агрегатов особенно актуально в настоящее время для решения задач создания литейно-прокатных модулей и реконструкции при переводе прокатных комплексов на работу с непрерывнолитой заготовкой. Такой подход позволит рассмотреть литейно-прокатный модуль в целом, т. е. обоснованно выбрать его структуру и состав оборудования, определить оптимальные параметры технологического процесса и сечение непрерывнолитой заготовки с позиции максимального использования тепла литого металла и получения проката высокого качества. Аналогичная задача должна быть решена при переводе прокатного комплекса на работу с непрерывнолитой заготовкой.

Кроме того, эта методика может быть успешно использована для решения задач совершенствования агрегатов действующих прокатных комплексов, так как у отдельных агрегатов резервы повышения производительности практически исчерпаны, а также вследствие ряда ограничений не имеется возможности перераспределить обжатия по клетям или пропускам агрегата в целях снижения нагруженности наиболее слабых звеньев. Значительно большие возможности появляются при рассмотрении системы взаимосвязанных прокатных агрегатов в целом, что позволяет оптимальным образом распределить обжатия и скорости по клетям или пропускам агрегатов для повышения производительности и снижения нагруженности приводов, а также более обоснованно разработать проект реконструкции и снизить необходимые капитальные затраты. Таким образом, даже при проведении реконструкции одного из агрегатов комплекса необходимо рассчитывать параметры всех агрегатов с учетом их взаимной связи и определить параметры реконструируемого агрегата.

При проектировании нового прокатного комплекса или литейно-прокатного модуля нельзя не учитывать взаимную связь агрегатов, поскольку в производственных условиях изменить структуру уникального комплекса практически невозможно.

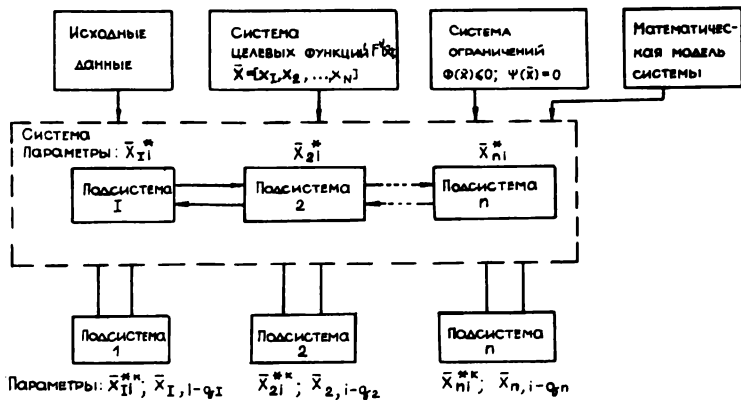


Рис. 4. Блок-схема алгоритма оптимизации системы взаимосвязанных машин обработки металлов давлением

В связи с тенденцией увеличения скоростей прокатки особенно важным является учет взаимной связи очага деформации, механической трансмиссии и электродвигателя прокатного агрегата, так как интенсивные крутильные колебания валков могут снизить качество проката, а высокие динамические нагрузки привести к поломкам несущих элементов главных линий. Таким образом, при проектировании литейно-прокатных модулей и реконструкции действующих прокатных агрегатов возникает ряд принципиальных трудностей, связанных с противоречивостью некоторых показателей эффективности, необходимостью учета взаимной связи параметров технологического процесса и приводов и согласования параметров агрегатов, входящих в состав сложной системы прокатного или литейно-прокатного комплекса. Эти трудности не могут быть успешно преодолены при использовании традиционных методов расчета.

Таким образом, задача заключается в том, чтобы разработать универсальную методику определения оптимальных параметров системы взаимосвязанных агрегатов (прокатный комплекс, литейно-прокатный модуль и т. п.) с различной структурой, а также системы, включающей в свой состав агрегаты различной конструкции и характеризующейся противоречивыми критериями, с учетом связей между агрегатами, с одной стороны, и параметрами технологического процесса и приводов отдельного агрегата — с другой.

Для решения изложенных выше задач проектирования и реконструкции разработан алгоритм двухуровневой оптимизации системы взаимосвязанных прокатных агрегатов (рис. 4), который включает решение следующих задач:

1) оптимизации параметров технологического процесса и выбора структуры системы взаимосвязанных агрегатов при заданном сортаменте проката (верхний уровень оптимизации);

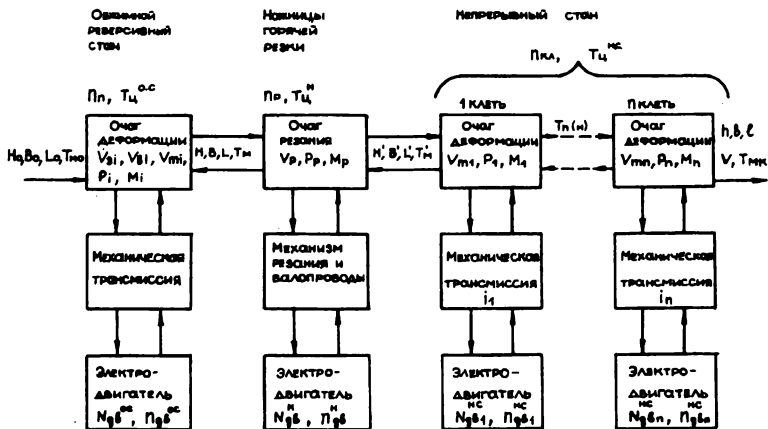


Рис. 5. Структура прокатного комплекса

2) оптимизации параметров главных линий агрегатов при заданных параметрах технологического процесса и электродвигателей, определенных на верхнем уровне оптимизации.

Прокатный или литейно-прокатный комплекс состоит из n взаимосвязанных агрегатов (рис. 5). Каждый агрегат определяется совокупностью параметров, которые также являются и параметрами комплекса в целом.

Задача оптимизации параметров системы взаимосвязанных агрегатов может быть сформулирована следующим образом [75]:

$$\text{минимизировать } F^r(\bar{X})$$

$$\text{при ограничениях } \Phi(\bar{X}) \leq 0,$$

где \bar{X} — вектор технологических, конструктивных и энергетических параметров; $\bar{X} = [\bar{X}_1, \bar{X}_2, \dots, \bar{X}_N]$, N — общее число параметров.

Для системы взаимосвязанных прокатных агрегатов задача оптимизации (верхний уровень) весьма сложная, так как трудно выбрать целевую функцию системы, которая позволила бы получить оптимальные решения для каждого агрегата и для комплекса в целом. Это связано с тем, что прокатный или литейно-прокатный комплекс должен работать в широком диапазоне изменения параметров исходной заготовки, в том числе и непрерывнолитой, технологического процесса и сортамента проката, поэтому параметры комплекса, оптимальные для одного случая, могут привести к ухудшению его технико-экономических показателей в другом случае. Кроме того, использование скалярного глобального критерия (стоимость комплекса и эксплуатационные расходы) для оптимизации параметров прокатного или литейно-прокатного комплекса, состоящего из ряда взаимосвязанных агрегатов и характеризующегося противоречивыми критериями, приводит к весьма сложным математическим

моделям и не позволяет получить действительно оптимальные решения как для каждого агрегата, так и для комплекса в целом. Поэтому процедура решения задачи оптимизации системы взаимосвязанных агрегатов предусматривает ряд этапов, причем на каждом этапе могут быть использованы различные критерии оптимизации.

На первом этапе (верхний уровень оптимизации) решается задача оптимизации технологических параметров системы прокатных агрегатов в целом с учетом их взаимной связи, что позволяет определить оптимальные параметры технологического процесса и обоснованно выбрать структуру системы. Для этой цели следует выбрать целевую функцию системы $F^c(\bar{X}^*)$, где \bar{X}^* — вектор параметров, существенно влияющих на целевую функцию системы, а на остальные целевые функции следует наложить ограничения. Критерием выбора целевой функции системы является возможность обоснованного определения ее структуры и оптимальных параметров технологического процесса, а также использования целенаправленного метода поиска. При этом в зависимости от поставленных задач в качестве целевой функции системы могут быть использованы производительность, энергоемкость или комбинированные технико-экономические показатели [58].

Математическая модель системы взаимосвязанных агрегатов включает в свой состав математические модели отдельных агрегатов (агрегат с высокими обжатиями, прокатный стан и т. п.) и уравнения связей между ними. Для формирования совокупности альтернативных структур системы взаимосвязанных прокатных агрегатов в целях выбора ее оптимальной структуры целесообразно использовать статистические данные.

Таким образом, задача оптимизации технологических параметров и выбора структуры системы взаимосвязанных агрегатов (верхний уровень оптимизации) может быть сформулирована следующим образом:

$$\begin{aligned} & \text{минимизировать (максимизировать)} F^c(\bar{X}^*) \\ & \text{при ограничениях } \Phi(\bar{X}^*) \leq 0, \end{aligned}$$

где $\bar{X}^* = [X_1^*, X_2^*, \dots, X_k^*]$; k — число параметров, существенно влияющих на целевую функцию системы.

В результате решения задачи оптимизации на данном этапе определяется вектор X_i^* ($i = 1, 2, \dots, k$) параметров системы взаимосвязанных прокатных агрегатов, что является гарантией того, что на следующем этапе оптимизации будут определены действительно оптимальные параметры отдельных агрегатов. В связи с этим на втором этапе решение задач оптимизации параметров отдельных агрегатов проводится на базе оптимальных решений первого этапа оптимизации, т. е. основные параметры системы, определенные на первом этапе оптимизации, используются в качестве исходных данных при расчете опти-

мальных параметров отдельных агрегатов. Причем оптимизация каждого агрегата должна приводить к дальнейшему улучшению параметров системы в целом.

При расчете параметров приводов прокатных агрегатов важным этапом является выбор структуры главной линии и определение ее оптимальных параметров. Для успешного решения данной задачи также необходимо правильно выбрать критерии оптимизации.

Для прокатного агрегата трудно выбрать критерий оптимизации, который был бы пригоден для всех условий эксплуатации и уже на стадии проектирования позволил бы определить оптимальные параметры. Дело в том, что каждый машинный агрегат характеризуется некоторой совокупностью локальных критериев, которые зависят от варьируемых параметров: жесткостных, инерционных, диссипативных, геометрических [5, 62]. В связи с этим при решении задач оптимизации конструкции используются следующие конструктивно-технические критерии: амплитуды колебаний масс динамических систем, виброактивность, прочность, надежность, устойчивость, масса и габариты конструкции, точность воспроизведения заданных законов движения [66].

В работе Б. Е. Житомирского [19] предложено осуществить выбор параметров главных линий прокатных станов по критерию максимума долговечности. Данный подход был использован и дал положительные результаты при реконструкции эксплуатируемых и при проектировании новых трансмиссий главных приводов прокатных станов.

В прокатных агрегатах наблюдается большое количество усталостных разрушений несущих элементов главных линий, основной причиной которых являются динамические нагрузки [64]. Поэтому критерий оптимизации конструктивных параметров главной линии и выбора ее структуры должен обеспечить минимизацию динамических нагрузок.

Правильный выбор структуры и параметров особенно важен для динамической системы, работающей в переходных режимах и воспринимающей ударные нагрузки, так как позволяет снизить уровень динамических нагрузок, т. е. повысить надежность системы.

Для выбора конструктивных параметров главных линий прокатных агрегатов в качестве целевой функции нужно использовать максимальные амплитуды динамических нагрузок. Минимизация данной целевой функции с учетом ограничений приведет к снижению динамических нагрузок в главной линии и, как следствие, к увеличению срока службы несущих элементов.

Рассмотрим задачу оптимизации i -го агрегата системы:

$$\begin{aligned} & \text{минимизировать } F_i(\bar{X}_{ij}) \\ & \text{при ограничениях } \Phi_i(\bar{X}_{ij}) \leq 0, \end{aligned}$$

где $\bar{X}_{ij} = [\bar{X}_{i1}, \bar{X}_{i2}, \dots, \bar{X}_{iq}]$ — вектор параметров, влияющих на целевую функцию отдельного агрегата; $i = 1, 2, \dots, n$; $j = 1, 2, \dots, q$.

Для оптимизации отдельных агрегатов, входящих в состав системы прокатного или литейно-прокатного комплекса, могут быть использованы одинаковые или различные целевые функции, но необходимым условием выбора целевой функции для агрегата является возможность дальнейшего совершенствования системы. На данном этапе необходимо выполнить n процедур оптимизации в целях определения параметров отдельных агрегатов, целенаправленно приводящих к получению оптимальных параметров системы в целом.

В связи с тем, что целевые функции системы взаимосвязанных агрегатов и отдельных агрегатов в совокупности определяют значение скалярного глобального критерия (для прокатного или литейно-прокатного комплекса им может быть стоимость комплекса и эксплуатационные расходы), решение изложенных выше задач оптимизации на первом и втором этапах целенаправленно приводит к получению оптимальных параметров системы взаимосвязанных прокатных агрегатов.

2.3. ОПТИМИЗАЦИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ И ВЫБОР СТРУКТУРЫ СИСТЕМЫ ВЗАИМОСВЯЗАННЫХ МАШИН ОБРАБОТКИ ДАВЛЕНИЕМ

Постановка задачи и результаты оптимизации технологических параметров системы взаимосвязанных прокатных агрегатов — блюминга 1300 и непрерывнозаготовочного стана 850/700/500 — приведены в ряде работ [32, 33, 39, 41, 89].

В данном разделе рассмотрим процедуру оптимизации технологических параметров системы взаимосвязанных прокатных агрегатов, работающих с непрерывнолитой заготовкой (см. рис. 5). Эти агрегаты связаны через параметры прокатываемой заготовки (H_k, B_k, L_k, T_{mk}) и скоростные параметры приводов, определяющие такты (циклы) их работы.

Решение задачи оптимизации действующего прокатного комплекса с учетом взаимной связи агрегатов позволит разработать более эффективные технологические мероприятия и рекомендации по реконструкции агрегатов прокатного комплекса для перевода его на работу с непрерывнолитой заготовкой, чем при оптимизации параметров отдельных агрегатов. Кроме того, могут быть не согласованы такты (циклы) работы агрегатов, т. е. один из агрегатов будет иметь наименьшую пропускную способность. Таким образом, только решение задачи оптимизации прокатного комплекса с учетом взаимных связей агрегатов позволит определить действительно оптимальные параметры технологического процесса, а также обоснованно выбрать

структуру системы взаимосвязанных прокатных агрегатов. Поскольку агрегаты связаны через параметры прокатываемой заготовки, то решение задачи оптимизации позволит еще и определить оптимальное сечение исходной заготовки, в частности для непрерывного стана, обоснованно выбрать параметры непрерывной заготовки для системы взаимосвязанных прокатных агрегатов и согласовать пропускные способности агрегатов.

Процедура оптимизации основных параметров взаимосвязанных прокатных агрегатов предусматривает выбор критериев оптимизации, разработку математической модели системы, состоящей из моделей отдельных агрегатов с учетом их взаимной связи, выбор математического метода поиска оптимальных параметров, разработку алгоритмов и пакета программ решения задач на ЭВМ.

Для решения задачи оптимизации основных параметров системы взаимосвязанных прокатных агрегатов будем использовать алгоритм двухуровневой оптимизации, изложенный в 2.2.

2.3.1. ВЫБОР КРИТЕРИЕВ ОПТИМИЗАЦИИ

Наиболее важным вопросом является выбор критериев оптимизации, что осложняется многокритериальностью задачи оптимизации системы взаимосвязанных прокатных агрегатов. Для решения задачи оптимизации необходимо выбрать целевую функцию системы, которая существенным образом влияет на величину скалярного глобального критерия, а на другие показатели прокатного комплекса наложить ограничения в виде неравенств или использовать их на следующем этапе оптимизации. При проектировании прокатного или литейно-прокатного комплекса необходимо обеспечить выполнение заданной производительности, а при реконструкции — как правило, повышение производительности. В связи с этим в качестве целевой функции системы в ряде случаев целесообразно использовать производительность, т. е. $F^c = \Pi$. Этот показатель существенным образом определяет величину скалярного глобального критерия, зависит от вариантов анализируемой структуры и позволяет обоснованно определить структуру системы взаимосвязанных прокатных агрегатов в зависимости от исходных данных проектирования, а также наложить ограничения на другие критерии данной системы.

Таким образом, целевую функцию системы нужно записать в виде

$$\Pi = \frac{3600 \cdot m}{T} \cdot K_n,$$

где m — масса непрерывнолитой заготовки, K_n — коэффициент использования прокатных агрегатов, T — время такта (цикла)

работы прокатного агрегата, имеющего наименьшую пропускную способность.

Однако для обеспечения заданной производительности непрерывного прокатного или литейно-прокатного комплекса, который состоит из взаимосвязанных агрегатов, необходимо согласовать такты (циклы) работы агрегатов, поскольку в противном случае один из агрегатов будет иметь наименьшую пропускную способность, что не позволит достичь заданной производительности. При разработке проекта реконструкции действующего прокатного комплекса в целях повышения его производительности наряду с задачей уменьшения тактов (циклов) работы агрегатов также возникает проблема их согласования. Таким образом, производительность системы взаимосвязанных прокатных агрегатов при заданных параметрах непрерывнолитой заготовки не может быть наивысшей без выполнения следующего ограничения:

$$\sum_{i=1}^n (T_i - T_{i+1})^2 \leq \delta ,$$

где n — число агрегатов в составе прокатного или литейно-прокатного комплекса; T — время такта (цикла) работы агрегата; δ — наперед заданная величина.

Для повышения качества проката, который также является важным показателем прокатного или литейно-прокатного комплекса, необходимо выполнить ограничения на наибольшую величину степени деформации (вытяжки), обеспечивающей хорошую проработку литой структуры по всему сечению непрерывнолитой заготовки, устойчивость раската, стеснение при прокатке в калибрах, количество пропусков до кантовки, силу подпора (натяжения) при непрерывной прокатке, а также нужно задать температуру полосы при выходе из последней клетки непрерывного стана.

При создании литейно-прокатного модуля наиболее важным вопросом является выбор его структуры и состава оборудования, позволяющий снизить металлоемкость оборудования за счет уменьшения количества прокатных клетей, расход энергии — за счет использования тепла литого металла, а также получить прокат высокого качества за счет благоприятной схемы деформации непрерывнолитой заготовки.

2.3.2. ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ ОПТИМИЗАЦИИ

Задача оптимизации параметров технологического процесса и выбора структуры системы взаимосвязанных прокатных агрегатов (верхний уровень) в общем виде может быть сформулирована следующим образом:

$$\text{максимизировать } F^*(\bar{X}^*) = \Pi = \frac{3600 \cdot m}{T} \cdot K_n \quad (1)$$

$$\bar{X}^* = [\Delta H_k, n_k, n_{кл}, v_k]$$

$$\text{при ограничениях } \sum_{i=1}^n (T_i - T_{i+1}) \leq \delta ,$$

$$\begin{aligned} \varepsilon - [\varepsilon] &\geq 0, \lambda - [\lambda] \geq 0, \\ M &\leq M(\min n_{кл}), \alpha_k - [\alpha_k] \leq 0, \\ H_k - [H_p] &\leq 0, H_k/B_k - [H_k/B_k] \leq 0, \\ \sigma_{п(н)} - [\sigma_{п(н)}] &\leq 0, V_k - [V_k] \leq 0, \\ L_k - [L_k] &\leq 0, n_k - [n_k] \leq 0, P \neq \beta, \\ T_{МК}^{(1)} \leq T_{МК} &\leq T_{МК}^{(2)}, P_k - [P_k] \leq 0, M_{кр.к} - [M_{кр.к}] \leq 0, \\ C^k - [C^k] &\geq 0, a_k - [a_k] \leq 0, B_k - [B_k] \leq 0, \\ M_{кв} &\leq M_{ном}, \frac{M_{\max}}{M_{ном}} \leq K_p, \Pi - \Pi_{н.у.} \leq 0, \end{aligned} \quad (2)$$

где ΔH_k — обжатие за пропуск; V_k — скорость полосы; n_k — количество пропусков на обжимном стане; $n_{кл}$ — количество клеток непрерывного стана; ε — суммарная степень деформации; λ — суммарная вытяжка; α_k — угол захвата; H_k, B_k, L_k — соответственно высота, ширина и длина полосы; H_p — допустимая высота полосы при разрезании; $\sigma_{п(н)}$ — удельная сила подпора (натяжения) при непрерывной прокатке; n_k — число пропусков до кантовки при прокатке на обжимном стане; P_k — сила деформации; $M_{кр.к}$ — крутящий момент; C^k — жесткость клетки и валковой системы; β — частота собственных колебаний механической системы главной линии агрегата; P — частота вынуждающей силы; a_k, b_k — ускорение (замедление) электродвигателя; $M_{кв}$ — среднеквадратичный момент электродвигателя; $M_{ном}$ — номинальный момент электродвигателя; M_{\max} — максимальный крутящий момент в пропуске; K_p — коэффициент перегрузки; $\Pi_{н.у.}$ — производительность нагревательных устройств для подогрева или нагрева непрерывнолитой заготовки.

Расчет технологических, энергосиловых, скоростных и временных параметров процесса прокатки на обжимных, непрерывнозаготовочных, линейных и мелкосортных станах, а также выбор системы калибров проводились по методике, изложенной в работах В. К. Смирнова, В. А. Шилова, К. И. Литвинова и Ю. В. Инатовича, а методика расчета параметров процесса циклической деформации приведена в главе 4 [78, 79].

2.3.3. ОБОСНОВАНИЕ ВЫБОРА МЕТОДА ОПТИМИЗАЦИИ

Важным этапом решения задачи оптимизации системы взаимосвязанных прокатных агрегатов является выбор математического метода поиска оптимальных параметров.

Методы, используемые для решения задач оптимизации параметров одного прокатного стана, в большинстве случаев не могут быть использованы для оптимизации параметров системы прокатных агрегатов, так как решение связано со сложными математическими моделями, большим числом одновременно варьируемых параметров, и, кроме того, трудно гарантировать выпуклость целевой функции сложной системы.

Использование динамического программирования в решении задач оптимизации параметров непрерывнозаготовочного стана и режимов прокатки на блюминге, а также в оптимизации калибровки валков связано со значительными трудностями вычислительного характера, для устранения которых необходимо вводить ряд допущений, приводить оптимизируемый процесс к марковскому, снижать число управляющих параметров, кроме того, целевая функция должна быть аддитивной [32, 58, 79, 81]. Таким образом, использование динамического программирования в оптимизации параметров прокатного комплекса, т. е. при большом числе проходов, очень затруднено в связи с необходимостью хранения в памяти ЭВМ большого объема информации, что требует большой оперативной памяти и значительных затрат машинного времени. Поэтому для решения задачи оптимизации параметров прокатного комплекса использован комбинированный алгоритм, построенный на базе двух методов: случайного поиска и симплекса Нелдера и Мида.

Метод случайного поиска эффективен при решении на ЭВМ задач оптимизации сложных систем с большим числом параметров, он обеспечивает алгоритму глобальные свойства и позволяет найти первое приближение решения, которое служит начальной точкой для других методов оптимизации. Метод симплекса не чувствителен к неровностям рельефа целевой функции и работает достаточно быстро вблизи точки экстремума. Сочетание методов случайного поиска и симплекса позволяет усилить сходимость вычислительного процесса при приближении к точке глобального экстремума.

Для оценки эффективности комбинированного алгоритма при расчете оптимальных параметров системы взаимосвязанных прокатных агрегатов изменяли количество испытаний при использовании метода случайного поиска, начальные значения варьируемых параметров в пределах допустимых значений, а также сравнили результаты решения задачи оптимизации технологических параметров черновой группы непрерывнозаготовочного стана с использованием метода динамического программирования и данного алгоритма [32, 57]. Установлено, что комбинированный алгоритм позволяет распознать глобальный экстремум целевой функции. Для доказательства сходимости вычислительного процесса изменяли количество испытаний метода случайного поиска от 10000 до 35000. Это позволило проследить, как в процессе оптимизации изменяются значения це-

левой функции и варьируемых параметров, особенно после завершения процедуры оптимизации с использованием метода случайного поиска, а также как уточняется решение при применении метода симплекса. Анализ полученных результатов показал, что предлагаемый метод оптимизации обеспечивает сходимость вычислительного процесса поиска оптимальных параметров, позволяет распознать глобальный экстремум целевой функции и определить действительно оптимальные параметры.

В табл. 1 и 2 приведены результаты решения задачи оптимизации (верхний уровень) параметров обжимно-заготовочного комплекса ЗСМК, показана возможность прокатки слитка кипящей стали массой 10,7 т за 9 пропусков, а также определено оптимальное сечение исходной заготовки, в том числе и непрерывнолитой, для непрерывнозаготовочного стана, равное 410×340 мм², которое позволяет согласовать такты (циклы) работы агрегатов комплекса и увеличить массу слитка из кипящей стали с 10,7 до 12,5 т (табл. 3).

Из результатов решения задачи оптимизации следует важный для практики вывод о том, что для прокатных комплексов, различающихся составом и компоновкой оборудования, существует оптимальное сечение заготовки, в том числе непрерывнолитой, для непрерывного стана, которое позволяет равномерно загрузить прокатные агрегаты по пропускам, снизить нагруженность наиболее слабых звеньев комплекса и согласовать такты (циклы) работы агрегатов в целях повышения производительности.

Из табл. 1—3 также видно, что предлагаемая методика позволяет определить оптимальное сечение непрерывнолитой заготовки для непрерывного стана.

2.4. АЛГОРИТМ И ПРОЦЕДУРА ДВУХУРОВНЕВОЙ ОПТИМИЗАЦИИ ОСНОВНЫХ ПАРАМЕТРОВ СИСТЕМЫ ВЗАИМОСВЯЗАННЫХ ПРОКАТНЫХ АГРЕГАТОВ

Двухуровневая оптимизация основных параметров взаимосвязанных прокатных агрегатов выполняется по двум критериям: производительности, или энергоемкости (верхний уровень) и динамической нагруженности (второй уровень) при условии выполнения системы ограничений, определяющих качество проката, т. е. оптимизация позволяет найти наилучшее сочетание параметров технологического процесса и главных линий прокатных агрегатов, а также по минимуму металлоемкости основного оборудования выбрать структуру прокатного или литейно-прокатного комплекса. Оптимизация выполняется с учетом фактической нагруженности агрегатов и условий эксплуатации, поскольку результаты экспериментальных исследований агрегатов различной конструкции обработаны с помощью мето-

Таблица 1

Результаты расчета оптимальных технологических параметров прокатки
на блюминге 1300 слитка массой 10,7 т из кипящей стали с размерами

837 × 737
930 × 830 × 2330 мм

№	D_c , мм	H , мм	B , мм	ΔH , мм	α , град.	λ	L , м	$n_{з}$, об/мин	$n_{в}$, об/мин	$n_{шак}$, об/мин	t_m , с	t_n , с	P , кН	M , кН·м
1	1280	780	830	150	28,0	1,13	2,64	29	33	58	0,88	2,03	9673	2980
2		670	838	110	23,9	1,15	3,04	29	28	60	1,03	1,65	10066	2666
3		572	845	98	22,6	1,16	3,54	28	27	63	1,16	1,58	10500	2626
4		463	856	109	24,8	1,22	4,32	29	37	71	1,24	3,31	11400	2981
Кантовка														
5	1140	706	463	150	29,7	1,21	5,24	30	32	79	1,59	1,56	486	2268
6		581	480	125	27,1	1,17	6,14	30	27	84	1,83	1,34	7385	2047
7		456	500	125	27,1	1,22	7,50	30	29	90	2,07	1,48	7795	2161
8		331	526	125	27,1	1,31	9,83	30	38	90	2,41	3,12	6178	1712
Кантовка														
9	1140	400	360	126	27,2	1,21	11,92	30	44	90	2,74	—	5230	1473
$t_m = 14,95$ с; $t_n = 16,07$ с; $T_0 = 4$ с; $T_{ц} = 35,02$ с; $M_{ск} = 1885$ кН·м														

Таблица 2

Результаты расчета оптимальных технологических параметров прокатки
в черновой группе НЗС 850/700/500 заготовки 400×360 из кипящей стали

№ клетки	D_c , мм	H , мм	B , мм	ΔH , мм	α , град.	λ	V , м/с	P , кН	M , кН·м
1Г	702	309	383	91	29,7	1,21	0,39	2731	624
2Г	730	209	420	100	30,4	1,35	0,52	2914	536
Кантовка									
3Г	680	330	228	90	29,8	1,17	0,61	2715	475
4Г	720	242	252	88	28,6	1,23	0,74	2948	525
5В	600	266	177	75	29,0	1,29	0,98	2800	423
6Г	590	186	199	80	30,2	1,27	1,24	2461	379
7В	635	209	133	66	26,4	1,33	1,55	2492	361
8Г	620	150	150	59	25,2	1,24	2,04	2101	284
$T_T = 35,18$ с									

Значения варьируемых параметров блюминга 1300 и НЗС 850/700/500 после применения метода случайного поиска (количество испытаний — 30000)

Вариант 1						Вариант 2					
Блюминг 1300				НЗС 850/700/500		Блюминг 1300				НЗС 850/700/500	
№ пропуска	ΔH , мм	n_3 , об/мин	n_4 , об/мин	№ клетки	ΔH , мм	№ пропуска	ΔH , мм	n_3 , об/мин	n_4 , об/мин	№ клетки	ΔH , мм
1	150	19	42	1 г	92	1	150	24	38	1 г	100
2	104	22	41	2 г	99	2	105	16	25	2 г	94
				Кантовка						Кантовка	
3	99	16	28	3 г	87	3	104	29	27	3 г	88
4	108	18	39	4 г	87	4	95	27	35	4 г	89
5	150	27	31	5 в	76	5	150	13	37	5 в	75
6	124	25	55	6 г	76	6	125	23	27	6 г	79
7	121	17	51	7 в	61	7	124	12	26	7 в	67
8	125	21	53	8 г	60	8	124	20	40	8 г	55
9	126	28	44	—	—	9	120	27	59	—	—

дов математической статистики, что позволяет учесть в расчетах случайный характер параметров. Используемая при оптимизации параметров взаимосвязанных прокатных агрегатов для производства заготовок обобщенная математическая модель включает математические модели технологических процессов прокатки и циклической деформации, главных линий прокатных станков, а также уравнения связей как между агрегатами, так и между подсистемами очага деформации и привода отдельного агрегата.

Для обеспечения соответствия между параметрами взаимосвязанных агрегатов (верхний уровень) и параметрами технологического процесса и привода (второй уровень) служат обратные связи, которые в случае невыполнения ограничений позволяют изменить параметры входа в соответствующую подсистему сложной системы взаимосвязанных прокатных агрегатов.

Предлагаемый алгоритм предусматривает на каждом уровне оптимизации исследование поведения целевой функции в области изменения параметров для доказательства сходимости, устойчивости и определения глобального экстремума.

Таким образом, алгоритм двухуровневой оптимизации системы взаимосвязанных агрегатов позволяет найти компромисс между противоречивыми критериями: повысить производительность, уменьшить энергоемкость технологического процесса, снизить нагруженность главных линий, улучшить качество проката, по минимуму металлоемкости выбрать структуру прокатного или литейно-прокатного комплекса, т. е. согласовать основные частные критерии с позиции глобальной оптимизации.

Алгоритм решения задачи двухуровневой оптимизации параметров системы взаимосвязанных прокатных агрегатов состоит из 11 этапов (рис. 6): 1) ввод исходной информации; 2) расчет параметров технологического процесса; 3) проверка системы ограничений; 4) расчет целевой функции первого уровня оптимизации $F_1(\bar{X}_1)$; 5) решение задачи оптимизации первого уровня; 6) проверка сходимости и оценка глобальности полученного решения; 7) расчет динамических нагрузок в элементах главной линии стана; 8) расчет целевой функции второго уровня оптимизации $F_2(\bar{X}_2)$; 9) решение задачи оптимизации второго уровня; 10) проверка сходимости и оценка устойчивости и глобальности полученного решения; 11) экспертная оценка полученных субоптимальных решений.

Исходной информацией для решения задачи оптимизации являются следующие данные: тип и конструктивные параметры рабочих клетей, схемы компоновки и конструктивные параметры главных линий станом, возможные схемы компоновки непрерывного стана и режимы обжатий для обжимного стана, параметры электродвигателей, размеры и материал рабочих валков, схемы калибровки валков, начальные значения жесткостей упругих связей и моментов инерции сосредоточенных масс расчетных схем главных линий, величины радиальных зазоров в линии привода, параметры и быстродействие вспомогательных механизмов, производительность нагревательных устройств, сортament заготовок и марок стали, сопротивление металла деформации, возможные параметры непрерывной заготовки, температура металла в конце прокатки, ориентировочные скоростные режимы и режимы обжатий, система ограничений (2).

После ввода исходной информации для первоначального варианта компоновки и состава оборудования системы прокатных агрегатов и схем прокатки на прокатных станах, деформации на агрегате с высокими обжатиями и первого сечения непрерывной заготовки производится расчет технологических и энергосиловых параметров и тактов (циклов) работы агрегатов. В процессе расчета осуществляется проверка ограничений по условиям захвата, устойчивости полосы, длине раскатов, энергосиловым параметрам, постоянству секундных объемов для непрерывного стана, степени заполнения калибров, наибольшей высоте заготовки из условий резки, скоростному режиму прокатки.

Особенностью алгоритма является то, что расчет технологических параметров обжимного стана ведется по ходу прокатки от первого пропуса до последнего, а расчет технологических параметров непрерывного стана — против направления прокатки от последней клетки к первой. Для согласования размеров исходной заготовки для непрерывного стана введены ограничения

$$|H - H'| \leq \varepsilon_2 ; |B - B'| \leq \varepsilon_2 .$$

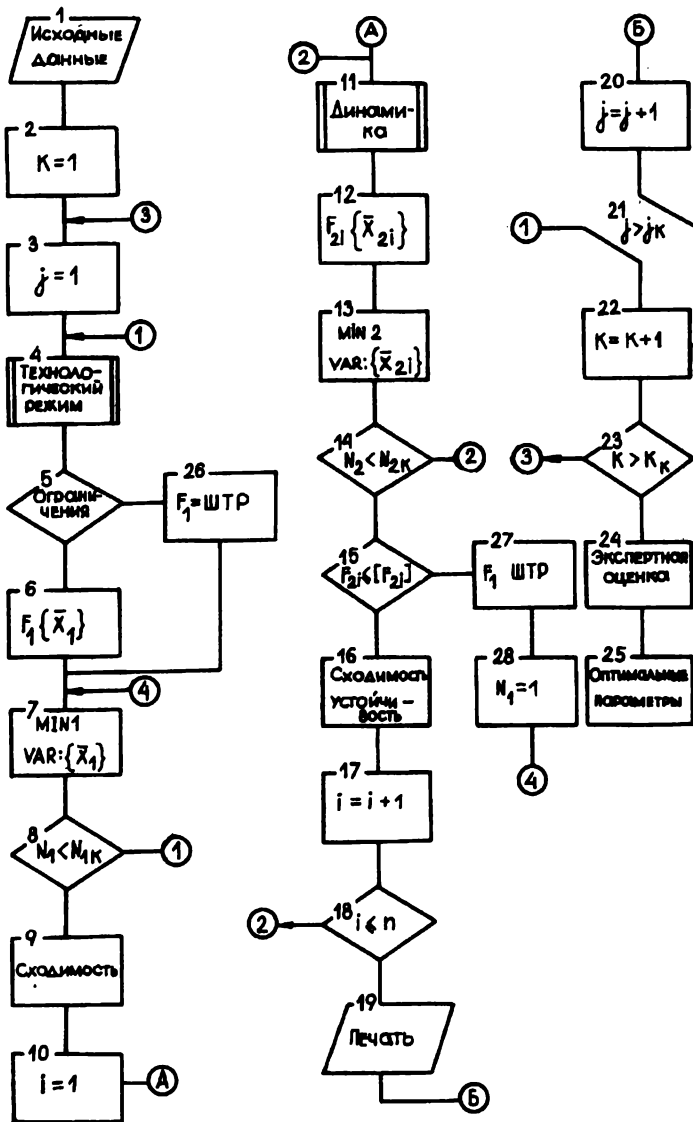


Рис. 6. Блок-схема алгоритма двухуровневой оптимизации системы взаимосвязанных машин обработки металлов давлением

Ограничения на обоих уровнях оптимизации учитываются с помощью штрафных функций. При невыполнении хотя бы одного ограничения значение целевой функции штрафует.

Если в составе комплекса вместо обжимного стана используется агрегат с высокими обжатиями, то расчет ведется от последней клетки прокатного стана к агрегату с высокими обжатиями.

При решении задачи оптимизации используется комбинированный алгоритм, построенный на базе методов случайного поиска и симплекса. В качестве варьируемых параметров используются обжатия и скорости в пропусках прокатных агрегатов.

После определения на данном шаге минимального значения целевой функции производится проверка сходимости и оценка глобальности полученного решения. Указанная процедура затем выполняется на следующем шаге, но при другой возможной схеме компоновки системы взаимосвязанных прокатных агрегатов. Расчет для первого типоразмера слитка продолжается до тех пор, пока не будет получено минимальное значение целевой функции и доказана глобальность полученного экстремума.

В тех случаях, когда требуется определить оптимальные по производительности параметры непрерывной заготовки, изложенная выше процедура оптимизации выполняется для ее каждого заданного исходного сечения, а целевая функция принимает вид

$$F_i = \frac{3600 \cdot m}{T} \cdot K_{и}$$

при условии выполнения ограничения

$$\sum_{i=1}^n (T_i - T_{i+1})^2 \leq \varepsilon,$$

где $K_{и}$ — коэффициент использования агрегатов комплекса; T — цикл (такт) работы агрегата, имеющего наименьшую пропускную способность; ε — постоянное число.

Процедура оптимизации верхнего уровня продолжается до последнего варианта схемы компоновки и состава оборудования системы взаимосвязанных агрегатов $K = K_k$ (где K_k — последняя возможная схема компоновки прокатного комплекса).

Для каждого варианта расчета определяются металлоемкость основного оборудования прокатного комплекса и суммарный расход энергии.

На втором этапе расчета находятся оптимальные по динамической нагруженности схемы компоновок и конструктивно реализуемые параметры главных линий прокатных агрегатов.

Сначала для исходных компоновок главных линий прокатных станов ($m = 1$) определяются максимальные динамические нагрузки, возникающие в главных линиях прокатных агрегатов.

По полученным результатам и статистическим данным о долговечности несущих элементов выявляются слабые звенья главных линий прокатных станов. После этого рассчитываются значения целевых функций для наиболее слабых или дорогостоящих звеньев главной линии, например зубчатых передач, и назначаются из условий прочности ограничения на уровень динамических нагрузок во всех упругих связях. Далее для первой схемы компоновки главной линии с учетом ограничений определяются оптимальные по нагруженности конструктивные параметры.

В процессе оптимизации производится оценка устойчивости и глобальности полученного решения. При невыполнении хотя бы одного из ограничений второго уровня оптимизации работает обратная связь между уровнями, в результате чего необходимо снова начать минимизацию целевой функции верхнего уровня F_1 с начальным вектором \bar{X}_1 , изменив значения одного или нескольких параметров, например, скорости прокатки. Процесс расчета продолжается до тех пор, пока не будут выполнены все ограничения второго уровня. Затем при заданных технологических параметрах производится аналогичный расчет и для второй схемы компоновки главных линий прокатных станов ($m = 2$) и т. д. до $m = m_k$ (где m_k — последняя возможная схема компоновки главной линии).

В результате определяются параметры непрерывнолитой заготовки — m , H_0 , B_0 , L_0 и исходной заготовки для прокатного стана — H , B , L , технологические — H_k , B_k , H_k/B_k , ΔH_k , x_k , ε_k , λ_k , T_{mk} , скоростные: обжимного стана — $n_{зк}$, $n_{вк}$, n_{max} , a , b ; агрегата с высокими обжатиями — V_p , $n_{дв}$; непрерывного стана — n_k , V_k ; силовые параметры — P_k , M_k ; мощность процессов прокатки и циклической деформации — N_k ; среднеквадратичный момент двигателя обжимного стана — $M_{ск}$, а также диаметры валков клетей непрерывного стана — D_k , конструктивные параметры главных линий прокатных агрегатов — C_i , J_i .

После завершения процедуры двухуровневой оптимизации для заданного сортамента производится экспертная оценка полученных решений по критериям производительности, динамической нагруженности, качества проката, энергоемкости и металлоемкости прокатного или литейно-прокатного комплекса.

Таким образом, алгоритм двухуровневой оптимизации системы взаимосвязанных агрегатов позволяет для заданного сортамента заготовок выполнить комплексный анализ технологических режимов и динамической нагруженности главных линий прокатных агрегатов, обоснованно выбрать состав оборудования и схему компоновки агрегатов и исходное сечение непрерывнолитой заготовки с позиции выполнения заданной производительности, снижения энергоемкости технологического процесса и металлоемкости оборудования, получения проката высокого качества.

Глава 3

ОПТИМИЗАЦИЯ ПАРАМЕТРОВ ГЛАВНЫХ ЛИНИЙ ПРОКАТНЫХ АГРЕГАТОВ

3.1. ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

Актуальность решения задачи определения оптимальных по динамической нагруженности параметров главных линий прокатных агрегатов возрастает вследствие большой мощности приводов и высоких скоростей деформации. При интенсификации режимов деформации возрастает как уровень динамических нагрузок, так и взаимная связь процессов, происходящих в очаге деформации и в линии привода. Таким образом, динамические параметры привода, схема компоновки и конструктивные параметры главной линии, параметры очага деформации определяют в совокупности динамическую нагруженность элементов главной линии и качество проката. Кроме того, в прокатных станах отмечается большое количество отказов деталей главных линий вследствие усталостного разрушения, основной причиной которого являются динамические нагрузки [19, 21, 36, 64, 70, 88, 99, 100].

Значит, снижение динамической нагруженности главных линий прокатных агрегатов приведет к повышению их долговечности. Во многих случаях высокий уровень динамических нагрузок не дает возможность увеличить скорость деформации, т. е. повысить производительность прокатного агрегата, несмотря на то, что параметры технологического процесса позволяют осуществить высокоскоростной режим деформации. Следует также отметить, что при повышении скорости деформации возникают интенсивные колебания и вибрации рабочего инструмента, приводящие к ухудшению качества металлоизделий.

С учетом вышеизложенного в качестве критерия оптимизации параметров главной линии прокатного агрегата (второй уровень оптимизации) целесообразно использовать динамическую нагруженность, поскольку минимизация данного показателя позволяет повысить долговечность несущих элементов, а также улучшить качество проката.

Согласно указанному алгоритму оптимизации системы взаимосвязанных прокатных агрегатов, при решении задач оптими-

зации отдельных агрегатов параметры, определенные на первом этапе оптимизации, считаются заданными и постоянными. В частности, для прокатного стана — это момент в стационарной стадии процесса прокатки и время переходного процесса для каждого пропуса. В связи с этим задача оптимизации конструктивных параметров главной линии прокатного агрегата может быть сформулирована следующим образом:

$$\text{минимизировать } F_j^*(C_i, J_i, \Delta_i) \quad (3)$$

$$\text{при ограничениях } C_{i1} \leq C_i \leq C_{i2}, J_{i1} \leq J_i \leq J_{i2}, \quad (4)$$

$$0 \leq \Delta_i \leq \Delta_{i\max},$$

где F_j — целевая функция подсистемы главной линии; C_i — жесткость упругой связи; J_i — момент инерции сосредоточенной массы; Δ_i — радиальный зазор.

Нижние границы изменения жесткости упругих связей C_{i1} определены на основе прочностных расчетов несущих элементов главной линии прокатного стана.

Верхние границы изменения радиального зазора $\Delta_{i\max}$ определены на основании сбора и статистической обработки данных по эксплуатации шпindelных соединений главных линий прокатных станом [36]. Причем формирование конкретного конструктивного варианта главной линии (схемы компоновки), выбор начальных значений и диапазона изменения конструктивных параметров осуществляются на основании статистических данных.

Эта задача оптимизации параметров главной линии прокатного стана сформулирована для заданного режима обжатий и скоростей прокатки. Однако в общем случае, когда необходимо решить задачу оптимизации параметров главных линий прокатных станом, работающих в широком диапазоне изменения обжатий и скоростей прокатки, параметры M_{ct} и t_n могут использоваться в качестве варьируемых, т. е.

$$t_{n1} \leq t_{ni} \leq t_{n2}, \\ M_{ct1} \leq M_{cti} \leq M_{ct2}.$$

Наиболее важным вопросом при решении задачи оптимизации параметров главной линии является выбор целевой функции. Одна из основных задач расчета параметров главных линий прокатных агрегатов — определение конструктивно реализуемых параметров в целях минимизации динамических нагрузок. В связи с этим в качестве целевой функции F_j^* целесообразно принять следующий показатель: $F_j^* = M^a$, где M^a — максимальная амплитуда момента крутильных колебаний.

Данная целевая функция использована при аналитическом решении задачи оптимизации параметров главной линии обжимного стана, приведенной в двухмассовой расчетной модели [48].

Однако ряд главных линий прокатных станов включает в свой состав редуктор и шестеренную клетку, т. е. задача оптимизации является многокритериальной, кроме того, следует ввести ограничения на равенство амплитуд динамических нагрузок.

В связи с этим для упрощения необходимо задачу оптимизации с ограничениями преобразовать в задачу оптимизации без ограничений, используя метод штрафных функций [3]. Пользуясь одним из вариантов метода штрафных функций — методом внешней точки, — для многомассовой расчетной схемы с n -связями преобразованную целевую функцию можно записать в виде

$$F = \sum_{i=1}^n M_i^0 + \sum_{j=1}^{n-1} K_j (M_j^0 - M_{j+1}^0)^2, \quad (5)$$

где K_j — постоянный коэффициент.

Следует отметить, что для правильного выбора параметров главной линии в тех случаях, когда при решении задач оптимизации варьируются технологические параметры процесса прокатки, в частности статический момент, в качестве целевой функции необходимо использовать динамическую добавку к статическому моменту ΔM^0 , величина которой при заданном режиме прокатки определяется динамическими параметрами главной линии стана с учетом зазоров [36].

В этом случае преобразованная целевая функция имеет вид

$$F = \sum_{i=1}^n \Delta M_i^0 + \sum_{j=1}^{n-1} K_j (\Delta M_j^0 - \Delta M_{j+1}^0)^2. \quad (6)$$

3.2. МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ГЛАВНОЙ ЛИНИИ ПРОКАТНОГО АГРЕГАТА

Вопросы разработки математических моделей электромеханических систем главных линий прокатных станов и их использования для исследования динамических нагрузок на аналоговых и цифровых вычислительных машинах рассмотрены в работах О. С. Лехова и Р. А. Яковлева [36, 104].

В работе Б. Е. Житомирского [19] отмечается, что увеличение массы слитков и скоростей прокатки привело к повышению уровня динамических нагрузок, для определения которых должны быть разработаны уточненные методы расчета. Кроме того, выбор параметров технологического процесса и элементов трансмиссии должен предусматривать снижение динамических нагрузок.

Д. Вюнш и А. Зеелер [13] посвятили свою статью исследованию крутильных колебаний главных приводов чистой линии широкополосного стана горячей прокатки. Уточненный

расчет привода стана позволяет оценить максимально возможные амплитуды моментов и принять соответствующие меры для их снижения. Путем моделирования на ЭВМ установлено, что особенно большие динамические нагрузки наблюдаются в зубчатых передачах. Это указывает на то, что при нестационарных процессах прокатки значения крутящих моментов, передаваемых валами, не дают точного представления о нагрузках в зубчатых передачах. В работе также отмечается, что существенное влияние люфта на уровень динамических нагрузок заставляет пересмотреть требования к допускам при изготовлении зубчатых передач приводов прокатных станов.

Ряд работ посвящен вопросам определения параметров математической модели и исследованию динамики зубчатых передач [13, 31, 85].

В. И. Уральский, О. С. Лехов, А. А. Кугушин [89] делают вывод о том, что в случаях, когда величина амплитуды динамических усилий превышает величину статической нагрузки, в зубчатой передаче возникают соударения, связанные с раскрытием зазоров в зубчатом зацеплении.

Вопросы построения математических моделей систем главных линий прокатных станов, включающих в свой состав взаимосвязанные подсистемы очага деформации, механической трансмиссии и главного двигателя, а также учета зазоров и демпферов в математической модели изложены в нескольких работах [21, 36, 81, 89].

Главная линия клетки непрерывного стана с зубчатыми передачами — сложная, разветвленная, электромеханическая система. Эффективными приемами исследования таких систем являются представление их эквивалентными системами с сосредоточенными параметрами и использование ЭВМ. При моделировании на ЭВМ можно определить параметры нагружения, связанные с высоким уровнем динамических нагрузок, установить влияние зазоров в шпиндельных соединениях и зубчатых передачах на уровень и распределение максимальных амплитуд моментов крутильных колебаний по элементам главной линии стана.

Использование математической модели главной линии стана и метода оптимизации в процессе проектирования позволит оценить нагруженность зубчатых передач, определить конструктивные и динамические параметры приводов в целях снижения уровня динамических нагрузок.

Математическая модель линии привода клеток непрерывного стана включает в себя модель многомассовой механической системы, учитывающей зазоры, демпферы и параметры зубчатых передач, модели очага деформации и электропривода [31].

Выбор количества сосредоточенных параметров (масс и податливостей) эквивалентной системы во многом зависит от целей исследования. При разработке математической модели сле-

дует предусмотреть возможность определения динамических нагрузок в наиболее важных несущих элементах линии, включая и зубчатые передачи.

С. Н. Кожевников [28] отмечает, что не представляется возможным сравнить результаты расчетов и экспериментальных исследований, т. е. оценить адекватность математической модели, так как сложная разветвленная трансмиссия главной линии прокатного стана без какого-либо обоснования представляется двух- или трехмассовой системой. В процессе построения математической модели должны быть сохранены не только положения узлов колебаний, но и общая масса трансмиссии.

При решении задачи проектирования приводов необходимо учитывать и с достаточной для практики точностью определять параметры зубчатых передач. К ним, например, можно отнести такие задачи, как определение динамических нагрузок в зубчатых передачах и собственных частот главных линий, расчет динамических нагрузок в элементах силовой передачи. Это связано с тем, что податливости зубчатых передач оказываются не только соизмеримыми, но и в некоторых случаях даже превышают податливости участков валопровода.

При построении моделей зубчатой передачи зубчатые колеса следует представить в виде сосредоточенных масс, а зубья колес — в виде упругих связей. Причем вся масса зубчатого колеса предполагается сосредоточенной в месте соединения его с валом, а момент инерции определяется относительно его оси вращения. Податливости пары зубчатых колес представлена одной эквивалентной пружиной, направленной вдоль общей касательной к делительным окружностям находящихся в зацеплении колес.

Практика эксплуатации и исследования приводов показала, что для прокатных станов, работающих в прерывистом или реверсивном режимах, влияние зазоров на уровень динамических нагрузок весьма существенно. Люфт, который бывает либо неизбежным следствием конструктивной схемы (например, в зубчатых передачах), либо возникает в результате износа элементов подвижных соединений (шлицевых, шпиндельных и т. д.), является основной причиной ударных нагрузок.

В зубчатых передачах вследствие боковых зазоров между зубьями может происходить разрыв между ними с последующими соударениями [36].

Следует отметить, что раскрытие зазоров в зубчатых передачах с последующими ударными нагрузками отрицательно влияет на работоспособность зубьев.

Зазор в математической модели учитывается, согласно зависимости, приведенной в работе С. Н. Кожевникова [28], где крутильная жесткость задается равной нулю в определенном диапазоне относительного перемещения масс системы. Данная модель также справедлива и для зубчатых передач. При разрыве

контакта зубьев жесткость эквивалентной пружины, соединяющей пару находящихся в зацеплении колес, равна нулю.

Кроме причин демпфирования крутильных колебаний, рассмотренных О. С. Леховым [36, 89], следует учитывать демпфирование в зубчатых передачах, причем интенсивность затухания крутильных колебаний зависит от величины передаваемого крутящего момента, скорости вращения зубчатых колес, состояния их поверхности и условий смазки.

Поскольку интенсивность затухания амплитуд крутильных колебаний обусловлена многими факторами, то определение демпфирующих характеристик главных линий прокатных станов, как правило, осуществляется экспериментальным путем. По экспериментально полученным осциллограммам затухающих крутильных колебаний рассчитывают суммарный коэффициент эквивалентного вязкого демпфирования, который при определении параметров математической модели главной линии распределяют по упругим связям с учетом величины падения упругого момента в редукторе.

Для описания момента прокатки в переходной и стационарной стадиях используется известная зависимость

$$M = M_{ст}(1 - e^{-k\varphi}), \quad (7)$$

где $M_{ст}$ — момент в стационарной стадии процесса прокатки; k — эмпирический коэффициент, определяющий время переходного процесса при заполнении геометрического очага деформации и образовании передней внешней зоны [36]; φ — угол поворота рабочего вала.

3.3. ОБОСНОВАНИЕ ВЫБОРА МЕТОДА И ПРОЦЕДУРА ОПТИМИЗАЦИИ ПАРАМЕТРОВ ГЛАВНЫХ ЛИНИЙ ПРОКАТНОГО СТАНА

Известно, что использование больших значений коэффициента штрафа приводит к минимизации целевой функции резко выраженного овражного типа, что усложняет расчет, особенно при использовании градиентных методов [3, 89]. Кроме того, градиентные методы не всегда позволяют определить действительно глобальный минимум целевой функции, если она многоэкстремальна [3]. В связи с этим для решения задач оптимизации многомассовых систем главных линий представляется наиболее целесообразным применение комбинированных алгоритмов, построенных на базе нескольких различных методов оптимизации. В частности, используемый в работе для решения задач оптимизации комбинированный алгоритм разработан на базе двух методов: случайного поиска (метода Монте-Карло) и симплекса Нелдера и Мида [101].

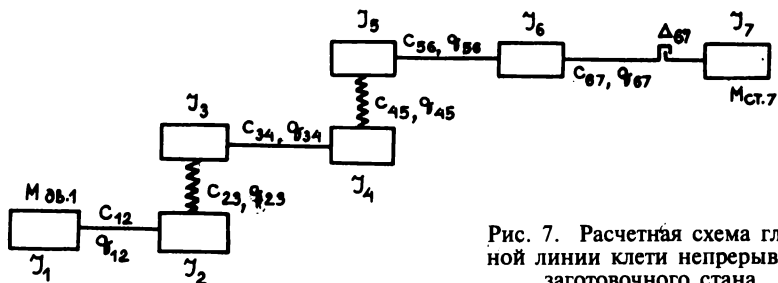


Рис. 7. Расчетная схема главной линии клетки непрерывно-заготовочного стана

Алгоритм построен таким образом, что каждый шаг расчета при последовательном использовании указанных методов оптимизации улучшает предыдущее решение и в конечном итоге позволяет определить действительно оптимальные параметры главной линии стана.

Метод случайного поиска используется для нахождения начального приближения искомого решения, поскольку он выявляет все локальные точки.

Поиск минимума методом симплекса Нелдера и Мида позволяет уточнить решение, полученное на предыдущем этапе. Этот метод работает быстро вблизи экстремума, и в то же время он не чувствителен к небольшим неровностям рельефа функции.

Следует отметить, что в процессе оптимизации параметров главной линии с зазорами мы исследовали поведение целевой функции вблизи точки экстремума в целях оценки устойчивости решения.

В качестве примера рассмотрим процедуру оптимизации системы главной линии горизонтальной клетки НЗС, имеющей в своем составе двухступенчатый редуктор (рис. 7).

Моделирование на ЭВМ динамических процессов в линии привода горизонтальной клетки НЗС показало практическое равенство моментов крутильных колебаний на верхнем и нижнем шпинделях, что позволило не учитывать разветвление силового потока за шестеренную клетью и заменить систему «рабочие валки — шпиндели — шестеренные валки» двумя сосредоточенными массами I_6 и I_7 с упругой связью между ними C_{67} [89].

В работе Б. Е. Житомирского, С. Д. Гарцмана, А. А. Филатова с соавторами [64] установлено, что в большинстве случаев раскрытие зазоров происходит лишь на участке между рабочими и шестеренными валками. Поэтому в расчетной схеме учтен радиальный зазор Δ_{67} .

Система дифференциальных уравнений, описывающих динамические процессы в системе главной линии горизонтальной клетки, согласно расчетной схеме (см. рис. 7), имеет вид

$$I_1 \ddot{\varphi}_1 = M_{дв.1} - C_{12}(\varphi_1 - \varphi_2) - q_{12}(\dot{\varphi}_1 - \dot{\varphi}_2),$$

$$\begin{aligned}
I_2 \ddot{\varphi}_2 &= C_{12} (\varphi_1 - \varphi_2) + q_{12} (\dot{\varphi}_1 - \dot{\varphi}_2) - C_{23} (\varphi_2 - \varphi_3) - q_{23} (\dot{\varphi}_2 - \dot{\varphi}_3), \\
I_3 \ddot{\varphi}_3 &= C_{23} (\varphi_2 - \varphi_3) + q_{23} (\dot{\varphi}_2 - \dot{\varphi}_3) - C_{34} (\varphi_3 - \varphi_4) - q_{34} (\dot{\varphi}_3 - \dot{\varphi}_4), \\
I_4 \ddot{\varphi}_4 &= C_{34} (\varphi_3 - \varphi_4) + q_{34} (\dot{\varphi}_3 - \dot{\varphi}_4) - C_{45} (\varphi_4 - \varphi_5) - q_{45} (\dot{\varphi}_4 - \dot{\varphi}_5), \\
I_5 \ddot{\varphi}_5 &= C_{45} (\varphi_4 - \varphi_5) + q_{45} (\dot{\varphi}_4 - \dot{\varphi}_5) - C_{56} (\varphi_5 - \varphi_6) - q_{56} (\dot{\varphi}_5 - \dot{\varphi}_6), \\
I_6 \ddot{\varphi}_6 &= C_{56} (\varphi_5 - \varphi_6) + q_{56} (\dot{\varphi}_5 - \dot{\varphi}_6) - C_{67} (\varphi_6 - \varphi_7) - q_{67} (\dot{\varphi}_6 - \dot{\varphi}_7), \\
I_7 \ddot{\varphi}_7 &= C_{67} (\varphi_6 - \varphi_7) + q_{67} (\dot{\varphi}_6 - \dot{\varphi}_7) - M_{ст.7} [1 - \exp(-k\varphi_7)], \\
\Delta \dot{\varphi} &= w_0 \left(1 - \cos \sqrt{\frac{6 \cdot \Delta_0 \cdot \beta}{w_0}} \right), \\
\beta &= \sqrt{\frac{RBP \operatorname{tg} \alpha}{I + mR^2/2}}, \tag{8}
\end{aligned}$$

где I — момент инерции сосредоточенной массы; C — жесткость упругой связи; q — коэффициент эквивалентного вязкого демпфирования; φ , $\dot{\varphi}$, $\ddot{\varphi}$ — соответственно угол поворота, угловая скорость и угловое ускорение сосредоточенной массы; $M_{дв}$ — электромагнитный момент двигателя; $M_{ст.7}$ — момент в стационарной стадии прокатки.

$$T_3 \cdot \dot{M}_{дв} = -M_{дв} - (\dot{\varphi}_1 - w_0) \cdot 1/(v w_0), \tag{9}$$

где T_3 — электромагнитная постоянная двигателя; v — модуль жесткости механической характеристики; w — скорость двигателя на холостом ходу; $\dot{\varphi}_1$ — скорость якоря двигателя; k — эмпирический коэффициент, определяющий время переходного процесса захвата полосы валками.

Параметры математической модели главной линии клетки НЗС приведены в табл. 4. Решение системы дифференциальных уравнений (8) проводили методом Рунге—Кутты на ЭВМ «БЭСМ-6». Для этой цели составлена программа на алгоритмическом языке Фортран, которая также содержит подпрограмму печати графиков упругих моментов, моментов прокатки и двигателя. Подпрограмма графического вывода информации дает возможность наглядно представить распределение динамических нагрузок по элементам главной линии.

На рис. 8, 9 показаны полученные при моделировании на ЭВМ осциллограммы распределения динамических нагрузок в системе «двигатель — двухступенчатый редуктор — шестеренная клеть — валки».

Высокие динамические нагрузки в элементах главной линии возникают при ударе в шпindelных соединениях (см. рис. 9). Удар в зазоре существенно увеличивает динамические нагрузки не только в шпindelных соединениях, но и в зубчатых передачах и валопроводах главной линии. Динамические нагрузки на шпинделях определяются крутильными колебаниями второй формы ($\beta_2 = 151$ 1/с), причем $\eta = 1,27$ при скорости соударения $\Delta \dot{\varphi} = 2$ 1/с. Наибольшие динамические нагрузки ($\eta = 1,72$) воз-

Параметры математической модели главной линии клетки НЗС

$I, \text{ тм}^2$	I_1	I_2	I_3	I_4	I_5	I_6	I_7
	11,34	0,2	9,08	0,26	66,8	2,89	1,58
$C_{12}, \text{ кН} \cdot \text{ м/рад}$	C_{12}	C_{23}	C_{34}	C_{45}	C_{56}	C_{67}	
	5200	121500	1030000	376700	160000	7900	
$q_{12}, \text{ кН} \cdot \text{ м} \cdot \text{ с}$	q_{12}	q_{23}	q_{34}	q_{45}	q_{56}	q_{67}	
	0,9	2,125	0,05	0,45	0,081	0,062	

никают во второй зубчатой передаче, причем они определяются колебаниями третьей формы ($\beta = 312 \text{ л/с}$). В первой зубчатой передаче динамические нагрузки значительно меньше ($\eta = 1,16$), чем во второй, и определяются третьей формой колебаний.

При ударе в зазоре шпиндельного соединения во второй зубчатой передаче редуктора наблюдается переход упругого момента через ноль, что отрицательно сказывается на работе зубчатых передач.

Из анализа амплитуд и частот динамических нагрузок можно сделать важный для практики вывод: приведение главной линии стана с редуктором к расчетной трехмассовой системе, т. е. рассмотрение редуктора в виде одной сосредоточенной массы, приводит к существенным погрешностям при расчете динамических нагрузок в зубчатых передачах в случае ударов в зазорах главной линии (шпиндельных соединениях, зубчатых передачах и других подвижных соединениях), поскольку динамические нагрузки на моторном валу и шпинделях не дают представления о динамических нагрузках в зубчатых передачах (см. рис. 9).

Поставим в качестве основной цели при оптимизации параметров снижение нагруженности слабого и наиболее дорогостоящего звена главной линии — зубчатых передач двухступенчатого редуктора. Таким образом, необходимо определить область сочетания конструктивно реализуемых параметров главной линии в целях снижения уровня динамических нагрузок. Поэтому в качестве критерия оптимизации принимаем следующие показатели:

$$F_1 = M_{23}^e, F_2 = M_{45}^e.$$

Для повышения надежности системы главной линии необходимо добиться равномерной минимизации обеих функций, т. е. их равенства. Используя метод штрафных функций, преобразованную целевую функцию запишем в виде [89]

$$F = (M_{23}^e + M_{45}^e) + k(M_{23}^e \pm M_{45}^e)^2. \quad (10)$$

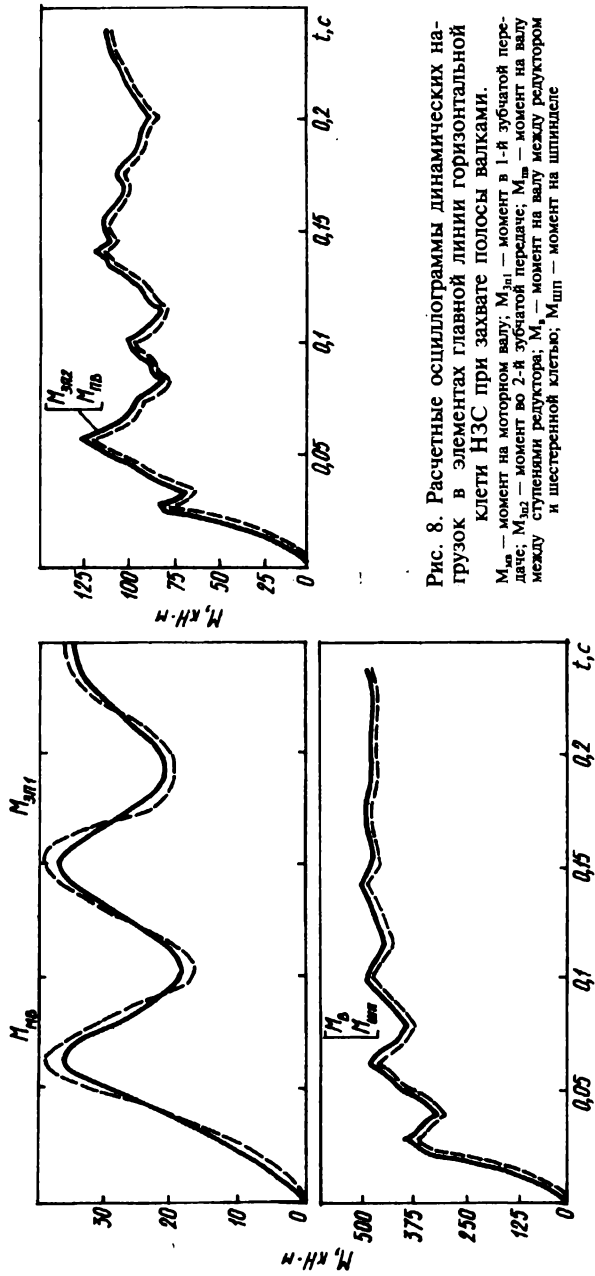


Рис. 8. Расчетные осциллограммы динамических нагрузок в элементах главной линии горизонтальной клетки НЗС при захвате полюсы валками.

$M_{шм}$ — момент на моторном валу; $M_{шб}$ — момент в 1-й зубчатой передаче; $M_{шг}$ — момент во 2-й зубчатой передаче; $M_{шм}$ — момент на валу между ступенями редуктора; M_1 — момент на валу между редуктором и шестеренной клетью; $M_{шп}$ — момент на шпинделе

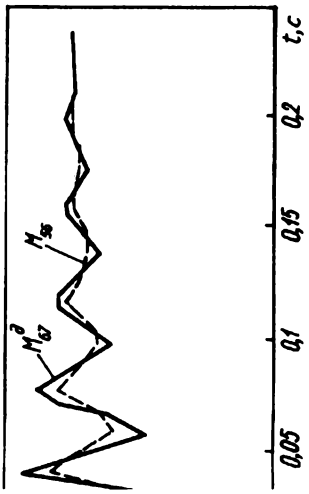
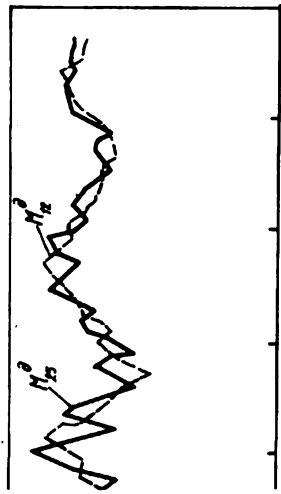
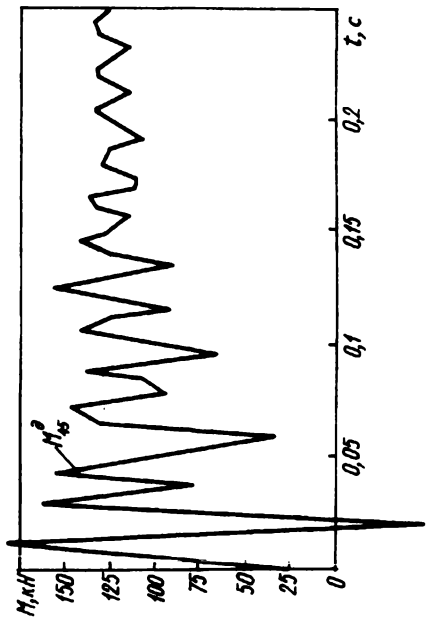


Рис. 9. Расчетные осциллограммы динамических нагрузок в элементах главной линии горизонтальной клетки НЭС при ударе в шпindelном соединении ($\Delta \varphi = 2$ 1/с)

Результаты оптимизации параметров главной линии прокатного стана

Стадия оптимизации	F	C ₁₂	C ₃₄	C ₅₆	C ₆₇	M ₁₂ ^o	M ₂₃ ^o	M ₃₄ ^o	M ₄₅ ^o	M ₅₆ ^o	M ₆₇ ^o
		кН · м рад					кН · м				
До оптимизации	9,94	5200	80000	610	300	3,96	4,24	5,54	5,53	4,15	3,46
После применения метода случайного поиска	9,07	4510	52450	490	255	3,95	4,21	4,89	4,82	3,83	3,41
После применения метода симплекса	7,94	6660	70000	310	150	4,6	4,19	3,74	3,73	3,2	3,1

Параметры зубчатых передач редуктора в процессе оптимизации остаются неизменными, а в качестве варьируемых параметров используем жесткости упругих связей C_{12} , C_{34} , C_{56} , C_{67} и время переходного процесса захвата t_n .

Решение задачи оптимизации параметров главной линии с использованием изложенного выше комбинированного алгоритма проведено на ЭВМ «БЭСМ-6».

Вывод информации в графической форме позволяет оценить характер распределения динамических нагрузок по элементам главной линии, исследовать поведение целевой функции вблизи ее экстремального значения и найти действительно оптимальное решение.

Задача оптимизации решена для наиболее тяжелого режима нагружения, возникающего в результате удара в шпиндельном соединении, это позволило более обоснованно разработать рекомендации по выбору параметров главной линии прокатного стана.

Процедуру оптимизации параметров главной линии стана характеризуют данные табл. 5, которые позволяют проследить, как изменяются целевая функция, жесткости упругих связей и динамические нагрузки в процессе расчета.

Также решена задача оптимизации параметров главной линии клетки НЗС в целях минимизации динамических нагрузок во всех элементах главной линии. В этом случае преобразованная целевая функция записана в виде формулы (5).

Результаты расчета при различных режимах нагружения главной линии стана сведены в табл. 6.

В процессе оптимизации для различных режимов нагружения главной линии стана варьировали жесткости упругих связей (C_{12} , C_{34} , C_{56} , C_{67}) в пределах допустимых значений в целях минимизации динамических нагрузок, причем жесткости зубчатых соединений второй ступени редуктора оставались постоянными и соответственно равными $C_{23} = 121500$ кН·м/рад, $C_{45} = 3767$ кН·м/рад. Для исходных значений параметров глав-

Оптимизация параметров главной линии прокатного стана

Параметр	C_{12}	C_{34}	C_{56}	C_{67}	η_{12}	η_{23}	η_{34}	η_{45}	η_{56}	η_{67}
	кНм/рад									
Удар в зазоре шпинделя: $\Delta \phi = 2 \text{ 1/с};$ $t_n = 0,16 \text{ с}$	$\frac{5200}{5860}$	$\frac{1039000}{1000000}$	$\frac{160000}{78900}$	$\frac{78000}{39500}$	$\frac{1,14}{1,17}$	$\frac{1,12}{1,09}$	$\frac{1,72}{1,15}$	$\frac{1,72}{1,15}$	$\frac{1,28}{1,09}$	$\frac{1,09}{1,02}$
Удар в зазоре шпинделя: $\Delta \phi = 2 \text{ 1/с};$ $t_n = 0,1 \text{ с}$	$\frac{5200}{6220}$	$\frac{1039000}{1290000}$	$\frac{160000}{93000}$	$\frac{79000}{39500}$	$\frac{1,32}{1,51}$	$\frac{1,42}{1,32}$	$\frac{1,85}{1,28}$	$\frac{1,85}{1,3}$	$\frac{1,4}{1,09}$	$\frac{1,17}{1,05}$

Примечание. Над чертой — до оптимизации, под чертой — после нее.

ной линии определены собственные частоты: $\beta_1 = 68 \text{ 1/с}$, $\beta_2 = 161,4 \text{ 1/с}$, $\beta_3 = 315 \text{ 1/с}$, $\beta_4 = 340 \text{ 1/с}$, $\beta_5 = 898 \text{ 1/с}$, $\beta_6 = 2305 \text{ 1/с}$.

Наиболее близкими по частоте являются колебания 3-й и 4-й форм, причем, как показано выше, колебания 3-й формы определяют максимальные динамические нагрузки в зубчатых передачах.

При оптимизации параметров главной линии в случае удара в шпиндельных соединениях (см. табл. 6) максимальные динамические нагрузки, возникающие во второй зубчатой передаче, удалось существенно уменьшить и, кроме того, выровнять динамические нагрузки в первой и второй зубчатых передачах в целях создания равнопрочной конструкции. Например, при ударе в шпиндельных соединениях ($\Delta \phi = 2 \text{ 1/с}$, $t_n = 0,1 \text{ с}$) коэффициент динамичности во второй зубчатой передаче η_{45} в результате оптимизации уменьшен с 1,85 до 1,3, а в первой зубчатой передаче η_{23} уменьшен с 1,42 до 1,32. Как видно из табл. 6, наибольшее влияние на динамические нагрузки в зубчатых передачах оказывают жесткости шпинделей (C_{67}) и вала между редуктором и шестеренной клетью (C_{56}), величина которых в процессе оптимизации уменьшена практически в 2 раза. Для оптимальных значений параметров главной линии определены собственные частоты, 1/с:

$$\beta_1 = 72, \beta_2 = 114, \beta_3 = 230, \beta_4 = 340, \beta_5 = 900, \beta_6 = 2567.$$

При ударе в первой зубчатой передаче (см. табл. 6) максимальные динамические нагрузки, возникающие в ней, в процессе оптимизации не удается уменьшить, и лишь незначительно они уменьшаются во второй зубчатой передаче.

В связи с тем, что наиболее частый вид нагружения главной линии — это удар в зазоре шпиндельных соединений, сопровождающийся максимальными динамическими нагрузками, эффективным путем снижения уровня динамических нагрузок в зубчатых передачах главных линий клеток непрерывнозагото-

вочных станов является уменьшение податливости шпинделей и вала между редукторами и шестеренной клетью. Таким образом, разработанная методика позволяет путем варьирования конструктивных параметров с учетом технологических параметров процесса прокатки и зазоров в линии привода снизить нагруженность, т. е. повысить долговечность наиболее слабого или дорогостоящего звена главной линии, определенного на основании данных эксплуатации или путем расчета на долговечность. Такая методика помогает конструктору выбрать схему компоновки и оптимальные параметры главной линии прокатного стана.

3.4. ОПТИМИЗАЦИЯ ПАРАМЕТРОВ ГЛАВНОЙ ЛИНИИ БЛЮМИНГА 1250 ЧЕЛЯБИНСКОГО МЕТАЛЛУРГИЧЕСКОГО КОМБИНАТА (ЧМК)

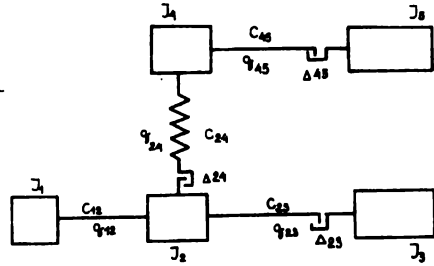
Блюминг 1250 ЧМК, имеющий в составе привода шестеренную клеть, работает в режиме двухслитковой прокатки, которая, как известно, сопровождается высокими динамическими нагрузками, приводящими к поломкам зубчатых передач. В связи с этим в АО «Уралмаш» была изготовлена более мощная шестеренная клеть и установлена на блюминге 1250 ЧМК. Для оценки динамической нагруженности главной линии блюминга 1250 проведено исследование.

Линия привода блюминга 1250, включающая шестеренную клеть, представляет собой разветвленную многомассовую систему с зазорами, что затрудняет решение задач оптимизации. В ряде работ показано, что основное влияние на динамические нагрузки при переходных или неустановившихся процессах в роторных системах оказывают частоты, соответствующие нижней части спектра собственных частот колебаний системы [21, 28, 36]. Это позволяет проводить исследования на упрощенных моделях, в которых сохранены нижняя часть дискретного спектра собственных частот исходной модели и ее масса.

Для построения расчетной схемы главной линии блюминга 1250 проведен расчет собственных частот и форм колебаний полной и упрощенной систем по методу Толле [45], в результате получены значения собственных частот эквивалентной схемы (рис. 10), $1/c$: $\beta_1 = 109$, $\beta_2 = 114$, $\beta_3 = 232$, $\beta_4 = 549$. Близость 1-й и 2-й собственных частот системы ($\beta_1 = 109$, $\beta_2 = 114$ 1/с) может вызвать возникновение биений в линии привода, это является недостатком конструкции линии привода обжимных станов с шестеренной клетью.

Динамические нагрузки в линии привода обжимных станов возникают при переходных процессах (при захвате металла вал-

Рис. 10. Расчетная схема главной линии блюминга 1250 Челябинского металлургического комбината



ками, пробуксовке). Поэтому следует сравнить продолжительность переходного процесса с периодом собственных колебаний системы при колебаниях 1-й, 2-й и 3-й форм. Периоды собственных колебаний 1-й, 2-й и 3-й форм системы соответственно равны 0,058; 0,055; 0,027 с, а время переходного процесса захвата для блюминга 1250 составляет 0,09—0,3 с. Отсюда следует, что период собственных колебаний 3-й формы мал по сравнению с временем переходного процесса и, следовательно, динамические нагрузки в линии привода при захвате металла валками без удара в зазоре определяются 1-й и 2-й формами собственных колебаний системы.

Система дифференциальных уравнений, описывающих динамические процессы в главной линии блюминга 1250, имеет вид:

$$\begin{aligned}
 I_1 \ddot{\varphi}_1 &= M_{дв} - C_{12} (\varphi_1 - \varphi_2) - q_{12} (\dot{\varphi}_1 - \dot{\varphi}_2) ; \\
 I_2 \ddot{\varphi}_2 &= C_{12} (\varphi_1 - \varphi_2) + q_{12} (\dot{\varphi}_1 - \dot{\varphi}_2) - C_{24} (\varphi_2 - \varphi_4) - \\
 &\quad - q_{24} (\dot{\varphi}_2 - \dot{\varphi}_4) - C_{23} (\varphi_2 - \varphi_3) - q_{23} (\dot{\varphi}_2 - \dot{\varphi}_3) ; \\
 I_3 \ddot{\varphi}_3 &= C_{23} (\varphi_2 - \varphi_3) + q_{23} (\dot{\varphi}_2 - \dot{\varphi}_3) - M_{ст} [1 - \exp(-K_3 \varphi_3)] ; \\
 I_4 \ddot{\varphi}_4 &= C_{24} (\varphi_2 - \varphi_4) + q_{24} (\dot{\varphi}_2 - \dot{\varphi}_4) - C_{45} (\varphi_4 - \varphi_5) - q_{45} (\dot{\varphi}_4 - \dot{\varphi}_5) ; \\
 I_5 \ddot{\varphi}_5 &= C_{45} (\varphi_4 - \varphi_5) + q_{45} (\dot{\varphi}_4 - \dot{\varphi}_5) - M_{ст} [1 - \exp(-K_5 \varphi_5)] ,
 \end{aligned}$$

где k_3, k_5 — коэффициенты, определяющие время переходного процесса захвата полосы валками; $M_{ст}$ — момент в стационарной стадии процесса прокатки.

Захват раската с выбранными зазорами в линии привода происходит без ударов в шарнирах шпинделя и в зубчатых передачах. В этом случае динамические нагрузки определяются временем переходного процесса t_n захвата полосы валками. В табл. 7 приведены результаты расчета t_n для режима прокатки слитка массой 4,5 т на заготовку сечением 205×205 мм из стали ШХ15. Наибольшее время переходного процесса наблюдается в 6-м пропуске, $t_n = 0,26$ с, а наименьшее — в 17-м, где $t_n = 0,09$ с.

Результаты моделирования динамических нагрузок в линии привода при различных режимах нагружения приведены в табл. 7—9. При $t_n = 0,26$ с динамические нагрузки в линии привода практически отсутствуют, при $t_n = 0,07$ с наибольшие динамические нагрузки возникают в шпинделях, и коэффициент динамичности не превышает 1,2.

Результаты расчета времени переходного процесса t_n при прокатке слитка из стали ШХ15 массой 4,5 т на заготовку сечением 205×205 мм

Номер пропуска	Номер калибра и диаметр валка, мм	H , мм	B , мм	ΔH , мм	n_3 , об/мин	n_{max} об/мин	t_n
—	I	650	650	—	—	—	—
1	$D = 1240$	590	655	60	63	63,0	0,13
2		540	660	50	28	49,9	0,23
3		490	665	50	28	49,9	0,23
4		440	675	50	28	63,0	0,20
5	II	600	450	75	63	63,0	0,16
6	$D = 1048$	550	450	50	27	54,5	0,26
7		500	470	50	27	66,0	0,25
8		440	480	60	25	68,4	0,23
9		410	460	70	40	63,0	0,18
10		340	480	70	24	63	0,23
11	III	410	355	70	25	68	0,24
12	$D = 1092$	340	370	70	25	74	0,22
13		300	360	70	25	79	0,20
14		240	380	60	26	84	0,17
15		300	260	80	24	90	0,20
16		230	280	70	25	90	0,17
17	IV	230	245	50	48	90	0,09
18	$D = 1100$	185	260	45	29	90	0,12
19		205	205	55	27	90	0,13

Как показывает практика эксплуатации обжимных станов, в шарнирах шпинделей, зубчатой муфте моторного вала, зубчатой передаче шестеренной клетки имеются зазоры, которые в процессе эксплуатации увеличиваются за счет износа.

Захват полосы с раскрытыми зазорами в сочленениях линии привода сопровождается ударом в зазоре, что приводит к высоким динамическим нагрузкам, особенно при двухслитковой прокатке. Для оценки верхнего уровня динамической нагруженности главной линии блюминга 1250 в табл. 8 приведены значения динамических нагрузок для вероятных наиболее тяжелых режимов нагружения, соответствующих при двухслитковой прокатке захвату второго слитка при раскрытых зазорах в сочленениях (рис. 11—13).

Таким образом, моделирование динамики линии привода блюминга показало: наиболее нагруженным звеном является зубчатая передача шестеренной клетки. Установлено, что при наиболее тяжелых режимах нагружения линии привода, соответ-

Таблица 8

Результаты расчета динамических нагрузок в линии привода бломинга 1250
ЧМК при $\phi = 4,2$ 1/с, $M_{ст} = 1,5$ МН·м, $m = 5$ т

Наименование процесса	t_n , с	M_{12}^0	M_{23}^0	M_{24}^0	M_{45}^0	η_{12}	η_{23}	η_{24}	η_{45}
		МН·м							
Захват без удара в зазорах	0,26	3,15	1,60	1,59	1,60	1,05	1,07	1,06	1,07
То же	0,12	3,27	1,69	1,66	1,69	1,09	1,13	1,11	1,13
»	0,07	3,45	1,80	1,75	1,80	1,15	1,20	1,17	1,20
Удар в шарнире верхнего шпинделя: $\Delta_{45} = 8$ мм	0,12	3,18	1,81	2,11	1,96	1,06	1,21	1,41	1,31
Одновременный удар в шарнирах верхнего и нижнего шпинделя:									
$\Delta_{45} = \Delta_{23} = 8$ мм	0,12	4,36	2,03	2,14	1,97	1,45	1,35	1,43	1,32
$\Delta_{45} = \Delta_{23} = 8$ мм	0,26	3,97	1,82	1,95	1,77	1,32	1,21	1,30	1,18
$\Delta_{45} = \Delta_{23} = 14$ мм	0,12	5,64	2,33	2,71	2,32	1,88	1,55	1,81	1,55
Удар в зубчатой передаче:									
$\Delta_{24} = 0,26$ мм	0,12	3,13	1,70	1,93	1,66	1,04	1,13	1,29	1,12
$\Delta_{24} = 4$ мм	0,12	3,79	1,76	2,58	1,69	1,26	1,17	1,72	1,13
$\Delta_{24} = 7,5$ мм	0,12	4,30	1,78	3,69	1,71	1,43	1,19	2,46	1,14
Удар в зубчатой муфте:									
$\Delta_{12} = 4$ мм	0,12	4,49	2,08	2,44	1,97	1,49	1,39	1,63	1,31
$\Delta_{12} = 7,5$ мм	0,12	5,28	2,10	3,07	2,09	1,76	1,40	2,05	1,39

Таблица 9

Результаты расчета оптимальных конструктивных параметров линии привода бломинга 1250 ЧМК при $\phi = 4,2$ 1/с, $t_n = 0,1$ с, $m = 5$ т, $M_{ст} = 1,5$ МН·м

Параметр	Удар в зубчатой муфте: $\Delta_{12} = 4,0$ мм	Одновременный удар в зазорах шарниров шпинделей: $\Delta_{23} = \Delta_{45} = 14$ мм		
	VAR: C_{12}, C_{23}, C_{45}	VAR: C_{23}, C_{45}	VAR: C_{12}^*	VAR: C_{12}, C_{23}, C_{45}^*
$C_{12}, \frac{\text{МН·м}}{\text{рад}}$	1273,56/500	1273,56/1273,56	500	500
$C_{23}, \frac{\text{МН·м}}{\text{рад}}$	134,716/127,81	134,716/85,78	134,716	85,78
$C_{45}, \frac{\text{МН·м}}{\text{рад}}$	138,007/139,16	138,007/91,17	138,007	91,17
η_{12}	1,50/1,28	1,88/1,45	1,63	1,445
η_{23}	1,39/1,22	1,55/1,36	1,48	1,31
η_{24}	1,63/1,25	1,81/1,46	1,42	1,26
η_{45}	1,31/1,22	1,55/1,40	1,56	1,35
$F/M_{ст}^2$	2,877/1,568	6,901/2,275	3,391	1,67

* В числителе — до оптимизации, в знаменателе — после нее.

** После оптимизации.

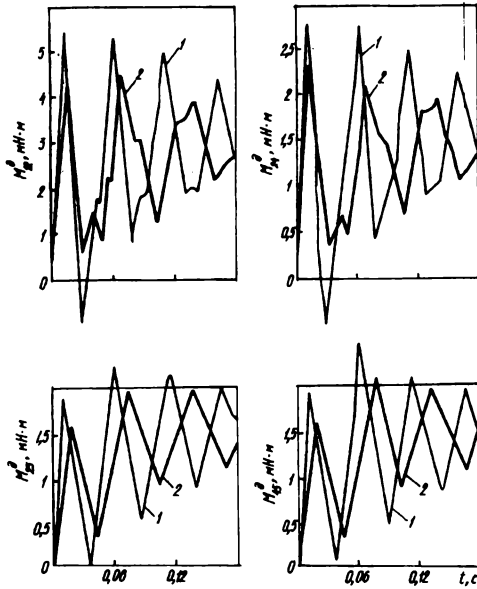


Рис. 11. Расчетные осциллограммы упругих моментов при захвате раската валками с раскрытыми зазорами в шарнирах шпинделей при $\Delta_{23} = 14$ мм, $\Delta_{45} = 14$ мм, $t_{\text{п}} = 0,12$ с.
1 — до оптимизации; 2 — после оптимизации

ствующих захвату второго слитка при раскрытых зазорах в подвижных соединениях, коэффициенты динамичности составляют 1,8—1,9. Для получения наиболее надежной конструкции необходимо добиться минимизации динамических нагрузок в зубчатой передаче и ввести ограничения на уровень амплитуд динамических нагрузок в остальных связях при заданном спектре нагружения. Поэтому, используя метод штрафных функций, целевую функцию запишем в виде

$$F = M_{24}^2 + \sum_{j=1}^n k_j \Delta M_j^2,$$

где M_{24}^2 — максимальная амплитуда динамической нагрузки в зубчатой передаче; k_j — коэффициент штрафа; ΔM_j — разность между максимальной амплитудой динамического момента, действующего в j -й связи линии привода, и допустимым динамическим моментом в j -й связи; n — количество упругих связей.

Таким образом, задача оптимизации конструктивно реализуемых параметров линии может быть сформулирована следующим образом:

минимизировать $F(C_i, \Delta_i)$

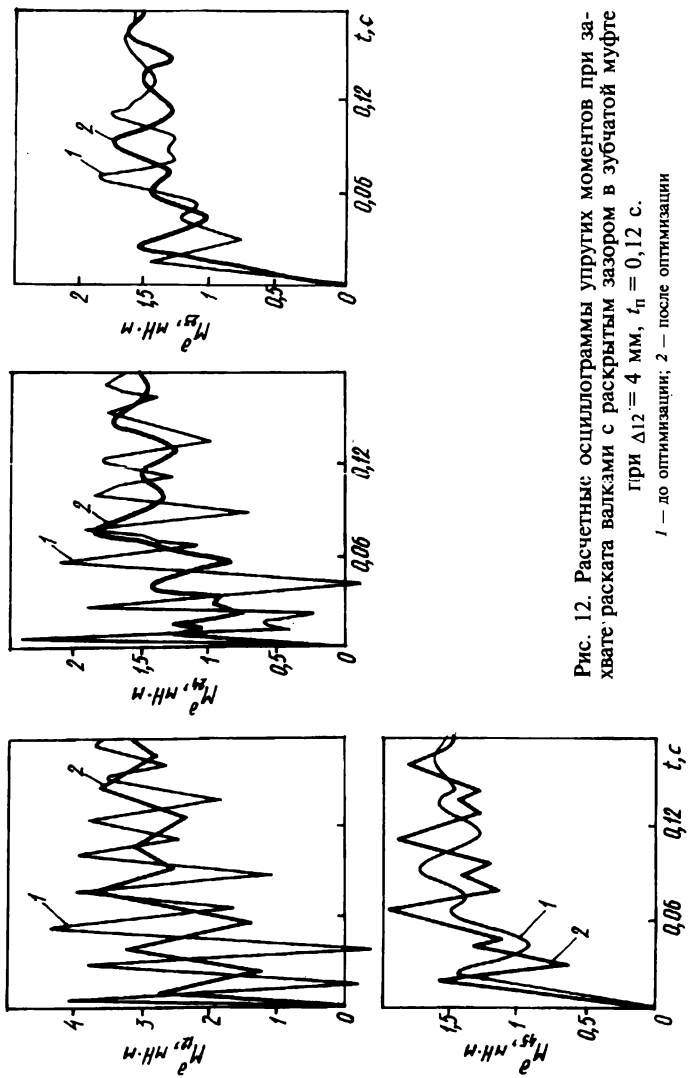


Рис. 12. Расчетные осциллограммы упругих моментов при захвате раската валками с раскрытым зазором в зубчатой муфте при $\Delta_{12} = 4$ мм, $t_{II} = 0,12$ с.

1 — до оптимизации; 2 — после оптимизации

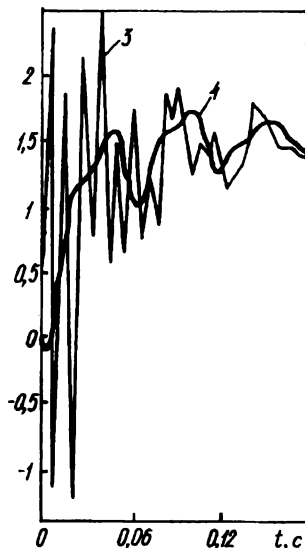
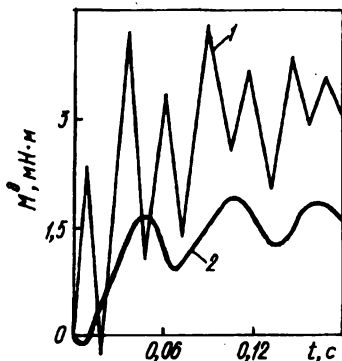


Рис. 13. Расчетные оциллограммы упругих моментов при захвате раската валками с раскрытым зазором в зубчатой передаче при $\Delta_{24} = 4 \text{ мм}$, $t_{\text{п}} = 0,12 \text{ с}$.

1 — на моторном валу; 2 — на нижнем шпинделе; 3 — в зубчатой передаче; 4 — на верхнем шпинделе

при параметрических ограничениях $C_i^{(1)} \leq C_i \leq C_i^{(2)}$; $\Delta_i^{(1)} \leq \Delta_i \leq \Delta_i^{(2)}$, где C_i — жесткость упругой связи; Δ_i — радиальный зазор.

В качестве варьируемых параметров использовали жесткости упругих связей, которые изменяли в следующих пределах:

$$500 \text{ МН}\cdot\text{м/рад} \leq C_{12} \leq 1700 \text{ МН}\cdot\text{м/рад},$$

$$85,7 \text{ МН}\cdot\text{м/рад} \leq C_{23} \leq 180 \text{ МН}\cdot\text{м/рад},$$

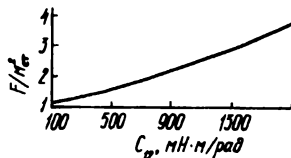
$$91,1 \text{ МН}\cdot\text{м/рад} \leq C_{45} \leq 180 \text{ МН}\cdot\text{м/рад}.$$

Область изменения конструктивных параметров определена из условий прочности несущих элементов главной линии стана.

Задача оптимизации решалась для трех режимов нагружений, характерных для одно- и многослитковой прокатки: 1) захват полосы валками с ударом в зубчатой передаче шестеренной клетки; 2) захват с ударом в зубчатой муфте; 3) захват с ударом в шарнирах шпинделей.

В процессе оптимизации было установлено, что уровень динамических нагрузок, возникающих при захвате с ударом в зазоре зубчатого зацепления, за счет варьирования жесткостей в заданном диапазоне практически не снижается. При захвате с ударом в зазоре зубчатой муфты уровень динамических нагрузок существенно не зависит от изменения жесткости шпинделей. Снижение жесткости моторного вала C_{12} в 2,55 раза (500 МН·м/рад) позволило уменьшить на 30% уровень динамических нагрузок в зубчатой передаче. Оптимальное значение расположено на границе области определения варьируемого параметра. Поэтому проведено исследование

Рис. 14. Зависимость целевой функции от жесткости моторного вала при захвате раската валками с раскрытым зазором в зубчатой муфте при $\Delta_{12} = 4$ мм, $t_{\text{п}} = 0,12$ с



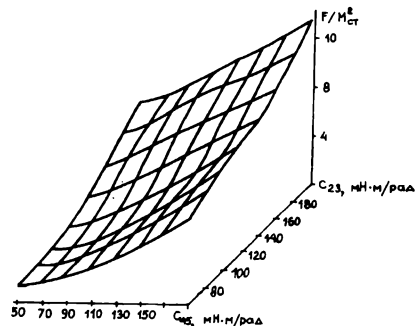
зависимости значения целевой функции от жесткости моторного вала C_{12} (рис. 14), которое показало, что решение существует и оно устойчиво, так как малому изменению параметра C_{12} в области оптимума ($\pm 10\%$) соответствует малое изменение целевой функции ($\pm 6\%$).

Решение задачи оптимизации в случае удара в зазоре шпинделей рассматривалось для трех вариантов областей распределения варьируемых параметров. По первому варианту варьировались только жесткости шпинделей C_{23} , C_{45} (рис. 15), по второму — жесткость моторного вала C_{12} (рис. 16), а по третьему — C_{12} , C_{23} , C_{45} (табл. 9).

В связи с тем, что по каждому варианту оптимальное решение получено на границе области распределения варьируемых параметров, проведено исследование поведения целевой функции вблизи точки экстремума (для первого варианта — см. рис. 15, для второго и третьего — см. рис. 16), которое позволило установить, что решение устойчиво.

Наилучший результат достигается по третьему варианту ($F/M_{\text{ст}}^2 = 1,67$), при котором уровень динамических нагрузок в зубчатой передаче шестеренной клетки снижается на 44%, на моторном валу — на 30% за счет уменьшения жесткости шпинделей в 1,8 раза, а также уменьшения жесткости моторного вала в 2,55 раза.

Первый и второй варианты по критерию динамической нагруженности примерно равноценны и обеспечивают снижение уровня динамических нагрузок соответственно в зубчатой передаче на 24 и 28%, а на моторном валу — на 29 и 15%. Это обеспечивается для первого варианта за счет снижения жесткости шпинделя в 1,8 раза, а для второго — за счет снижения жесткости моторного вала в 2,55 раза.



Решения по второму и третьему вариантам обеспечивают снижение уровня дина-

Рис. 15. Зависимость целевой функции от жесткости шпинделей при захвате раската валками с раскрытыми зазорами в шарнирах шпинделей при $\Delta_{23} = 14$ мм, $\Delta_{45} = 14$ мм, $t_{\text{п}} = 0,12$ с

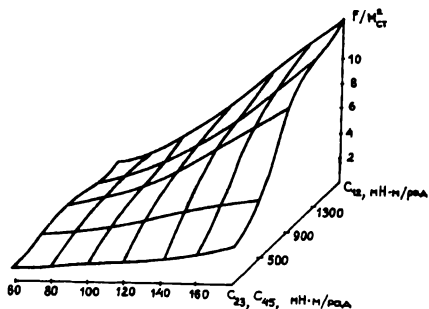


Рис. 16. Зависимость целевой функции от жесткости моторного вала и шпинделей при захвате раската валками с раскрытыми зазорами в шарнирах шпинделей при $\Delta_{23} = 14$ мм, $\Delta_{45} = 14$ мм, $t_n = 0,12$ с

мических нагрузок в зубчатой передаче шестеренной клетки на 30% при захвате с ударом в зазоре зубчатой муфты.

Однако возникновение высоких динамических нагрузок при захвате с ударом в зазоре зубчатой муфты, а также и в зазоре зубчатого зацепления мало вероятно, так как зазоры в зубчатой передаче в процессе эксплуатации значительно меньше, чем в шарнирах шпинделей. Экспериментальные исследования динамики линии привода блюмингов показали, что наиболее вероятным и опасным видом нагружения является захват полосы с ударом в зазорах шпиндельных соединений [36, 81].

На основании приведенного анализа экономически целесообразно в условиях ЧМК провести реконструкцию линии привода блюминга 1250 по первому варианту, т. е., не изменяя длины шпинделя, уменьшить диаметр тела шпинделя с 580 до 500 мм. Это обеспечит при двухслитковой прокатке снижение динамической нагруженности зубчатой передачи шестеренной клетки и моторного вала на 24—29%, а шпинделей — на 11—15%, что в конечном итоге повысит долговечность наиболее нагруженной и дорогостоящей зубчатой передачи шестеренной клетки.

Глава 4

РАСЧЕТ ОСНОВНЫХ ПАРАМЕТРОВ НОЖНИЦ ДЛЯ РАЗРЕЗКИ НЕПРЕРЫВНОЛИТЫХ ЗАГОТОВОК

Ножницы для резания заготовок литейно-прокатных комплексов в значительной степени определяют ритмичность и производительность работы последних. Однако ряд ножниц горячей резки не отвечает требованиям технологического процесса, имеет конструктивные недостатки, эксплуатация ножниц сопровождается повышенным выходом из строя несущих деталей и узлов, что в результате сдерживает повышение производительности прокатных комплексов. Это связано с тем, что простой ножниц, вызванные отказами и необходимостью замены быстроизнашивающихся деталей, приводят к простоям других агрегатов прокатного комплекса.

Практически отсутствуют данные о фактической нагруженности ножниц для разрезания широкого сортамента заготовок из труднодеформируемых марок стали и о сроках службы несущих элементов, которые весьма необходимы при реконструкции действующих и проектировании новых ножниц горячей резки.

При проектировании ножниц недостаточно точно определяются силы резания, что вызывает определенные трудности при выборе двигателей и разработке режимов резания.

Особенно важно оценить силовые параметры и качество реза непрерывнолитых слябов.

Также целесообразно провести сравнительный анализ нагруженности и условий эксплуатации ножниц различных кинематических схем и конструктивного исполнения, это позволит определить дальнейшее направление реконструкции и проектирования ножниц прокатных и литейно-прокатных комплексов.

4.1. ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ НЕПРЕРЫВНОЛИТЫХ СЛЯБОВ

Методика расчета сил резания изложена в работе «Машины и агрегаты металлургических заводов» [47]. Согласно данной работе, процесс резания включает три периода (рис. 17).

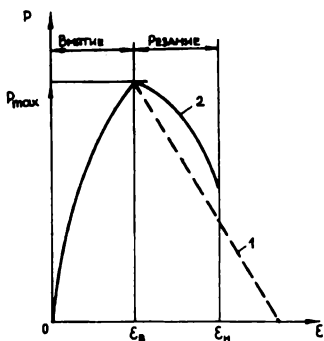


Рис. 17. График изменения силы в процессе разрезания заготовки.

1 — расчетный график, 2 — экспериментальный

1. Вмятие ножей в металл, которое характеризуется увеличением силы резания до максимальной величины. Сила резания рассчитывается по эмпирической формуле

$$P_{\max} = K_1 \cdot K_2 \cdot K_3 \cdot \sigma_B \cdot b \cdot h \cdot (1 - \varepsilon_B),$$

где K_1 — коэффициент перехода от предела прочности σ_B к максимальному

касательному напряжению сдвига τ_{\max} , $K_1 = \frac{\tau_{\max}}{\sigma_B} = 0,6 \div 0,7$;

K_2 — коэффициент, учитывающий увеличение силы резания при затуплении ножей; K_3 — коэффициент, учитывающий увеличение силы резания за счет бокового зазора между ножами; ε_B — параметр, характеризующий величину внедрения ножей в металл при вмятии, $\varepsilon_B = \frac{Z_B}{h}$, где Z_B — величина внедрения ножей в металл.

2. Резание заготовки. При этом сила резания уменьшается по линейному закону (см. рис. 17), согласно зависимости

$$P = K_1 \cdot K_2 \cdot K_3 \cdot \sigma_B \cdot h \cdot (1 - \varepsilon) b,$$

где ε — коэффициент, характеризующий величину внедрения ножей в металл, $\varepsilon = \frac{Z}{h}$.

3. Скалывание (отрыв) оставшейся неразрезанной части сечения. Этот период характеризуется параметром (см. рис. 17)

$$\varepsilon_H = \frac{Z_H}{h}.$$

Экспериментальным путем при разрезании образцов сечением $25 \times 25 \text{ мм}^2$ установлено, что, например, для стали 12X18H9T

$$\varepsilon_B = 0,25 \div 0,3; \varepsilon_H = 0,7 \div 0,8.$$

Однако, как показали исследования на промышленных ножницах, при разрезании блюмов и слябов (рис. 18, 19) уменьшение силы резания происходит не по линейному закону, что может привести к погрешностям при расчете параметров двигателя ножниц. Кроме того, данная методика не позволяет определить зону наибольших напряжений на рабочем инструменте, точку приложения равнодействующей сил резания и распорные силы по мере внедрения ножей в металл.

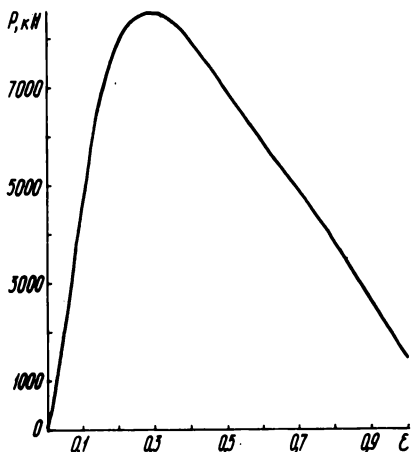


Рис. 18. Зависимость усилия на шатунах ножниц 16000 кН блюминга 1500 НТМК от глубины относительного внедрения ножей в металл при разрезании слябов $200 \times 1200 \text{ мм}^2$ из кипящей стали

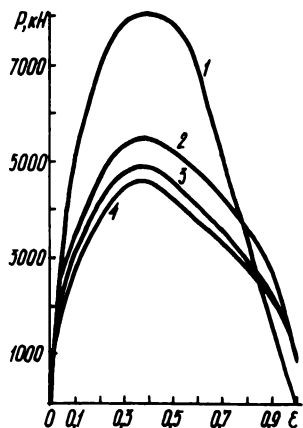


Рис. 19. Зависимость силы резания для ножниц 12500 кН блюминга 1300 ЧМК от глубины относительного внедрения ножей в металл.
 1 — $125 \times 1000 \text{ мм}^2$, ст. 12Х18Н10Т; 2 — $350 \times 350 \text{ мм}^2$, ст. 60С2; 3 — $350 \times 350 \text{ мм}^2$, ст. 60ХГС; 4 — $350 \times 350 \text{ мм}^2$, ст. 35ГС

4.1.1. ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

Основной целью теоретического исследования являлось определение максимальных сил резания, возникающих при этом напряжений на рабочем инструменте и распорных сил, поэтому для упрощения задачи рассмотрим только период резания (см. рис. 17). При этом, зная величину максимальной силы резания и экспериментальные значения параметров ϵ_b и ϵ_n (см. рис. 17—19), нетрудно построить график изменения силы в процессе резания.

При исследовании процесса резания заготовки будем пренебрегать инерционными и массовыми силами, деформируемый материал считать несжимаемым и изотропно упрочняющимся, при записи уравнений состояния использовать ассоциированный закон течения и случай простого нагружения. Поля напряжений σ_{ij} и скоростей $V_i (i = 1, 2, 3)$ пластической деформации определяются с учетом вышеперечисленных допущений из системы дифференциальных уравнений [27]

$$\sigma_{ij,j} = 0; \sigma_{ij} - \sigma \cdot \delta_{ij} = 2\lambda \xi_{ij}; \delta_{ij} = \begin{cases} 1 & i=j \\ 0 & i \neq j \end{cases}; V_{i,i} = 0,$$

$$\text{где } \xi_{ij} = \frac{1}{2} (V_{i,j} + V_{j,i}); \lambda = \frac{T}{H}; T = T(H, T_M, \epsilon); H = (2\xi_{ij} \cdot \xi_{ij})^{1/2}; \quad (11)$$

δ_{ij} — символ Кронекера; T_m — температура металла при деформации; σ — гидростатическое давление; ε — степень деформации; H — интенсивность скоростей деформации сдвига в плоскости реза; T — интенсивность касательных напряжений.

В связи с тем, что разрезаемая заготовка (сляб) имеет ширину значительно больше высоты h , можно принять, что деформация по оси OX_3 отсутствует: $\xi_{13} = \xi_{23} = \xi_{33} = 0$, $V_3 = 0$ (рис. 20).

Длина контактной зоны инструмента с металлом в процессе деформации l_k (см. рис. 20) определяется из решения задачи. Верхний нож считается неподвижным, нижний — подвижным. Рольганг, на котором лежит сляб, моделируется упором S_9 , а прижим — упором S_3 . Величина Δ характеризует степень внедрения нижнего ножа в металл, а δ — межножевой зазор.

Граничные условия задачи (см. рис. 20):

$$\sigma_{2/S=S_2, S_5, S_8} = \sigma_{1/S=S_4, S_{10}} = \sigma_{2/S=S_2, S_5, S_8} = \sigma_{12/S=S_4, S_{10}} = 0;$$

$$\sigma_{12/S=S_7} = \sigma_{21/S=S_1, S_6, S_9} = \sigma_{21}^* ; \sigma_{2/S=S_3} = -\sigma ; v_{1/S=S_6} = v^* ; v_{1/S=S_1, S_2} = 0,$$

где σ_{21}^* — напряжение трения на контактной поверхности; v^* — скорость перемещения нижнего ножа; σ — гидростатическое давление.

Закон трения принимаем в виде

$$\sigma_{21}^* = -\Psi \cdot \sigma_T \cdot \frac{v_{ck}}{v} \cdot \cos(ni), \quad (12)$$

$$v_{ck} = V_m - V_n,$$

где v_{ck} — скорость скольжения металла относительно инструмента; V_m и V_n — соответственно скорости перемещения металла и инструмента вдоль оси OX_1 ; Ψ — коэффициент, выбранный из расчета таким образом, чтобы $\max |\sigma_{21}^*| < \tau_T$; τ_T — предел текучести при сдвиге.

Модель деформируемой среды

$$T = \tau_m \frac{H}{H_0^\gamma + H^\gamma}, \quad (13)$$

где $H_0 = 1 \text{ с}^{-1}$, τ_m , γ — параметры, зависящие от температуры, степени деформации и марки стали.

При проведении расчетов учитывали перепад температуры по высоте непрерывнолитого сляба, согласно экспериментальным данным. Закон изменения температуры принят в виде

$$T_m = 1400 - \frac{1800}{h^2} (x_2 - \frac{h}{2})^2, \quad (14)$$

где h — высота сляба; x_2 — текущая координата.

При решении уравнений (11) с учетом выражений (12) — (14) использовали численный метод и расчетную схему [27].

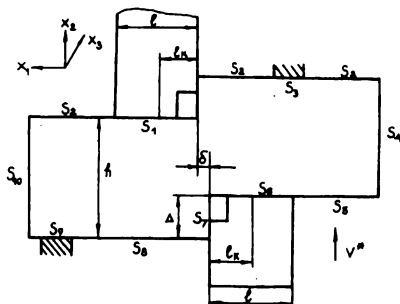


Рис. 20. Расчетная схема процесса резания

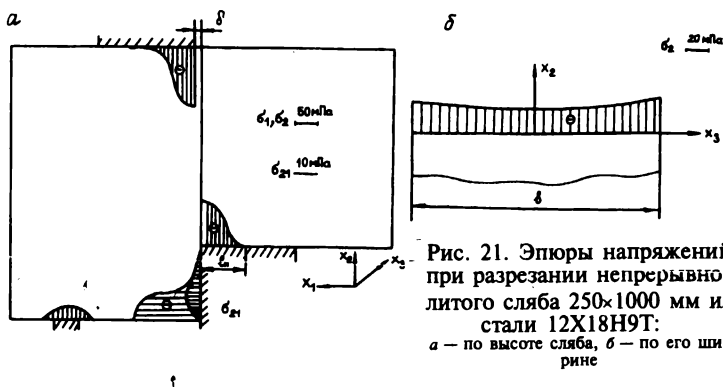


Рис. 21. Эпюры напряжений при резании непрерывнолитого сляба 250×1000 мм из стали 12Х18Н9Т:
а — по высоте сляба, б — по его ширине

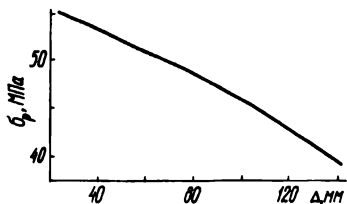
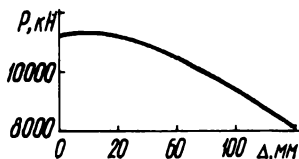


Рис. 22. Изменение удельной силы в зависимости от величины внедрения ножей в металл при резании непрерывнолитого сляба высотой 250 мм из нержавеющей стали ($\delta = 5$ мм, $T_{МП} = 900$ °С, $T_{МЦ} = 1400$ °С)

Рис. 23. График изменения полной силы резания в зависимости от глубины внедрения ножей в металл при резании непрерывнолитого сляба 200×1000 мм² из нержавеющей стали ($\delta = 5$ мм)



4.1.2. СИЛОВЫЕ ПАРАМЕТРЫ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ

На рис. 21 приведены результаты расчета на ЭВМ «БЭСМ-6» процесса разрезания сляба высотой $h = 250$ мм из стали 12Х18Н9Т. Длина контактной зоны l_k определяется в процессе решения задачи. Полученные значения σ_{ij} , V_i ($i, j = 1, 2$) относятся к центру разрезаемой заготовки по ее ширине. Расчетами установлено, что давление металла на режущий инструмент имеет место только на участке l_k , величина которого, как будет показано ниже, зависит от высоты разрезаемой заготовки. По эпюрам нормальных давлений можно определить участки инструмента, в которых возникают наибольшие напряжения, что позволит более обоснованно подойти к расчету и выбору параметров режущего инструмента.

Выше предполагалось, что решается плоская задача, т. е. деформация в направлении оси OX_3 отсутствует (см. рис. 20). Поэтому при расчете средней удельной силы резания следует внести поправку K , учитывающую характер распределения напряжений в плоскости (X_2, X_3). Для того, чтобы найти поправочный коэффициент K , необходимо найти среднее по оси X_3 значение σ_{x_2} и отнести его к значению σ_{x_2} в центре полосы, где реализуется плоское деформированное состояние.

$$\text{Таким образом, } k = \frac{(\sigma_{x_2})_{\text{ср}}}{(\sigma_{x_2})_{x_3} = 0}.$$

Тогда средняя удельная сила резания σ_p будет равна

$$\sigma_p = \sigma_{\text{ср}} K,$$

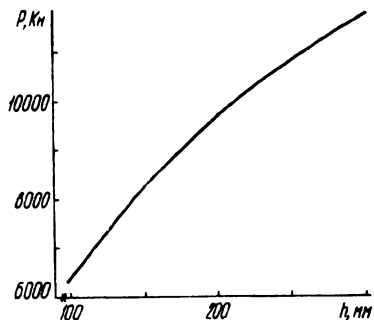
где $\sigma_{\text{ср}}$ — средняя удельная сила в плоскости (X_1, X_2), полученная из решения задачи.

Для определения среднего по оси X_3 значения удельной силы σ_{x_2} с использованием изложенного выше численного метода решена задача осадки плоскими бойками сляба сечением 250×1000 мм² из нержавеющей стали с неравномерным распределением температуры как по высоте, так и по ширине непрерывнолитого сляба. Результаты расчета приведены на рис. 21. По данной эпюре, характеризующей распределение удельной силы резания σ_{x_2} по оси X_3 , определен поправочный коэффициент, который равен $k = 1,1$.

При решении задачи рассмотрено несколько стадий процесса резания при внедрении нижнего ножа в металл на величину 20, 60, 100, 140 мм, причем межножевой зазор изменяли от 3 до 15 мм с шагом 3 мм.

Следует отметить, что при разрезке слябов из нержавеющей стали высотой 200—250 мм наибольшие нормальные напряжения 100—110 МПа, как правило, возникают на участке контак-

Рис. 24. Зависимость силы от высоты сляба при разрезании непрерывнолитого сляба шириной 1000 мм из нержавеющей стали ($V = 0,2$ м/с, $\delta = 5$ мм)



та ножа с заготовкой, равном 90 мм. Отсюда следует вывод: наибольшие напряжения при разрезании слябов возникают в рабочем инструменте (ноже) на участке 90 мм плоскости реза, и это следует учитывать при проектировании режущего инструмента.

На рис. 22, 23 показаны графики изменения удельной и полной сил резания в зависимости от глубины внедрения ножей в металл при разрезании непрерывнолитого сляба 250×1000 мм² из нержавеющей стали.

На рис. 24 приведен график зависимости силы резания от высоты сляба при разрезании непрерывнолитых слябов шириной 1000 мм из нержавеющей стали.

По результатам расчета получены зависимости распорных сил от величины внедрения Δ ножа в металл для различных значений межножевого зазора δ при резке непрерывнолитого сляба сечением 250×1000 мм² из стали 12X18H10T. Расчетный график полученной зависимости представлен на рис. 25. Величина распорной силы находится в следующем соотношении с величиной силы резания:

$$T = (0,04 + 0,05)P.$$

По результатам расчета построена зависимость силы давления полосы Q на ролик рольганга перед ножницами от величины внедрения ножа в металл при различных значениях межножевого зазора (рис. 26).

График (рис. 27) позволяет оценить качество реза непрерывного сляба, зависящее от величины межножевого зазора. Длина участка l сляба, на котором имеет место утяжка, достигает 110 мм.

4.2. УНИВЕРСАЛЬНЫЙ МЕТОД РАСЧЕТА СИЛ РЕЗАНИЯ СЛЯБОВ

Знание фактических сил резания позволяет определить на стадии проектирования параметры механического оборудования и привода ножниц, а при эксплуатации назначить режимы резания в целях получения наивысшей производительности ножниц при разрезании заданного сортамента заготовок и марок

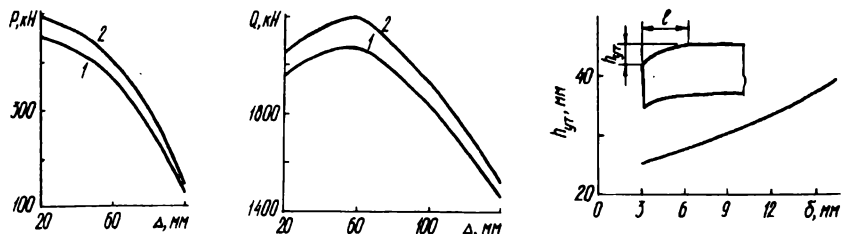


Рис. 25. Зависимость распорной силы от величины внедрения ножей в металл Δ и межножевого зазора δ .
 1 — $\delta = 10$ мм; 2 — $\delta = 15$ мм

Рис. 26. Зависимость силы давления раската на ролики рольганга от величины внедрения ножей в металл Δ и межножевого зазора δ .
 1 — $\delta = 10$ мм; 2 — $\delta = 15$ мм

Рис. 27. График зависимости величины утяжки от межножевого зазора при разрезании непрерывнолитого сляба 250×1000 мм² из нержавеющей стали

стали. На практике довольно часто возникает необходимость обосновать возможность резки на существующих ножницах новых заготовок большего сечения или из труднодеформируемых марок стали. В решении этих вопросов также не обойтись без надежных данных о силах резания.

Проведено теоретическое исследование процесса резания прокатанных слябов по изложенной выше методике. При решении задачи для различных марок стали и сечений сляба изменяли значения температуры металла и скорости резания.

На рис. 28—31 приведены расчетные графики зависимости удельной силы от температуры заготовки и скорости перемещения инструмента при разрезании сляба 140×1060 мм² из сталей 12Х18Н9Т, ЭИ622, 18ХНВА, 60С2. Из графиков следует, что наибольшее влияние на величину удельной силы резания оказывает температура металла, а влияние скорости резания в рабочем диапазоне скоростей значительно слабее.

Проведенные исследования позволили установить влияние различных факторов на величину удельной силы резания и разработать методику расчета сил резания широкого сортамента слябов из различных марок стали.

Максимальная величина силы резания рассчитывается по следующей формуле:

$$P = \sigma_p \cdot K_M \cdot K_H \cdot K_V \cdot K_S \cdot h \cdot b, \quad (15)$$

где σ_p — удельная сила резания, определяется по графикам: 1) при резке непрерывнолитых слябов из нержавеющей стали — см. рис. 22; 2) при резке прокатанных слябов — см. рис. 28; K_H — коэффициент, учитывающий влияние высоты сляба на удельную силу резания, определяется по графику (рис. 32);

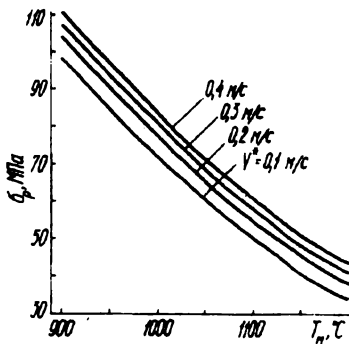


Рис. 28. Зависимость удельной силы резания от температуры заготовки и скорости резания для стали 1X18H9T

Рис. 29. Зависимость удельной силы резания от температуры заготовки и скорости резания для стали ЭИ 622

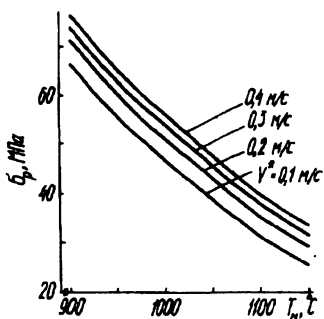
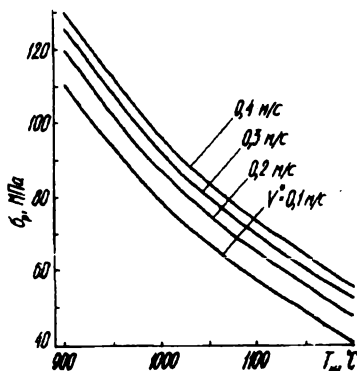
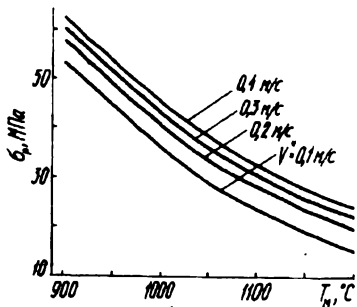


Рис. 30. Зависимость удельной силы резания от температуры заготовки и скорости резания для стали 18ХНВА

Рис. 31. Зависимость удельной силы резания от температуры заготовки и скорости резания для стали 60С2



k_v — коэффициент, учитывающий влияние скорости перемещения нижнего ножа на удельную силу резания, определяется по графику (рис. 33); k_s — коэффициент, учитывающий влияние зазора между ножами на удельную силу резания, определяется по графику (рис. 34); h , b — соответственно высота и ширина сляба; k_m — поправочный коэффициент, используемый при расчете сил резания слябов из всех марок стали, кроме 12Х18Н10Т, 18ХНВА, ЭИ622, 60С2;

$$K_m = \frac{\sigma_B}{\sigma_B^{\text{баз}}},$$

где σ_B — предел прочности на растяжение при температуре резания стали, силу резания сляба из которой необходимо определить; $\sigma_B^{\text{баз}}$ — предел прочности на растяжение при температуре резания стали, принятой в качестве базовой, удельная сила резания σ_p которой известна (например нержавеющей стали) (рис. 28).

Причем, согласно графику (рис. 35), в формулу (15) вместо параметра l_k подставлена высота заготовки h . Графики (см. рис. 32—34) аппроксимированы зависимостями. В результате формула для расчета силы резания имеет вид

$$P = \sigma_p k_m \cdot (1 + 0,009\delta)(0,9 + 0,5V)(1,43 - 0,0028h) \cdot h \cdot b. \quad (16)$$

Для оценки погрешности разработанной методики расчета сил резания сравним результаты расчета с экспериментальными данными, полученными при исследовании ножниц 12500 кН ЧМК. Экспериментальные значения сил, возникающих при разрезании слябов $140 \times 1060 \text{ мм}^2$ из стали 12Х18Н10Т (см. далее табл. 10, 11), обработаны с помощью методов математической статистики. Доверительный интервал для сил резания при уровне значимости $\alpha = 0,05$ равен $8720 \div 9450 \text{ кН}$. Результаты замера температуры заготовок при разрезании на ножницах 12500 кН ЧМК представлены в табл. 12. В качестве исходных данных для расчета силы при разрезании сляба $140 \times 1060 \text{ мм}^2$ приняты экспериментально полученные средние значения параметров: $T_m = 1080^\circ$, $V = 200 \text{ мм/с}$, $\delta = 5 \text{ мм}$, $\sigma_p = 59,5 \text{ МПа}$ (см. рис. 22), $k_s = 1,05$ (см. рис. 34), $k_h = 1,0$ (см. рис. 32), $P = 59,5 \cdot 1,0 \cdot 1,0 \cdot 1,05 \cdot 140 \cdot 1060 = 9200 \text{ кН}$.

Таким образом, сила разрезания сляба $140 \times 1060 \text{ мм}^2$ из нержавеющей стали равна 9200 кН . Из сравнения расчетных и экспериментальных данных следует, что расчетное значение силы резания не выходит за границы доверительного интервала для экспериментальных значений. Это свидетельствует о том, что разработанная методика расчета сил резания дает удовлетворительную для практики погрешность и может быть использована при проектировании ножниц горячей резки.

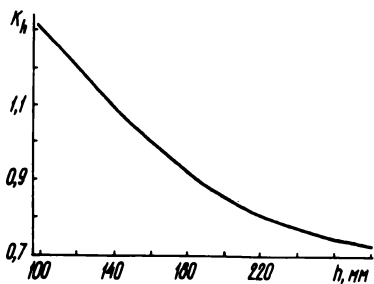


Рис. 32. Зависимость параметра K_h от высоты сляба при резке слябов

Рис. 33. Зависимость параметра K_v от скорости нижнего ножа при резке слябов

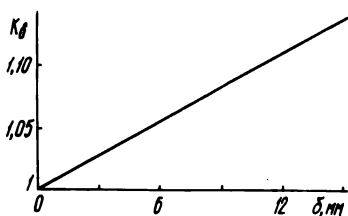
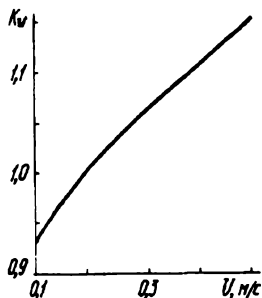


Рис. 34. Зависимость параметра K_δ от величины зазора между ножами при разрезании слябов

Рис. 35. Расчетная зависимость длины контактной зоны заготовки с инструментом от высоты разрезаемого сляба

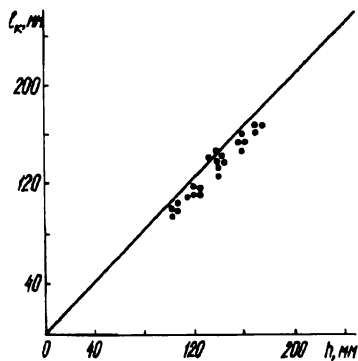
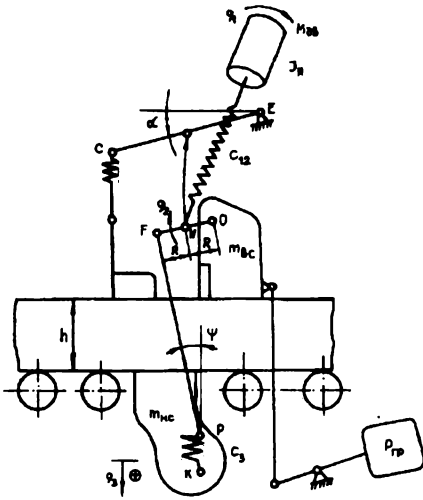


Рис. 36. Расчетная схема ножниц 12500 кН



Разработанный метод расчета сил резания, в отличие от известных, является универсальным, поскольку позволяет определить силы резания не только прокатанных, но и непрерывнолитых заготовок.

4.3. РАСЧЕТ ОСНОВНЫХ ПАРАМЕТРОВ ПРИВОДА НОЖНИЦ ДЛЯ РЕЗКИ ЗАГОТОВОК

В процессе проектирования ножниц обжимных станов важно правильно выбрать приводной двигатель, параметры которого отвечали бы требованиям технологического процесса и обеспечивали разрезание заданного сортамента заготовок из труднодеформируемых марок стали.

Однако методика расчета основных параметров двигателя не отвечает современным требованиям: недостаточно точно учитываются характер изменения силы резания, энергия маховых масс и кинематические параметры ножниц в процессе разрезания заготовок.

Следовательно, задача заключается в том, чтобы определить основные параметры двигателя с учетом реального закона изменения силы резания, динамических и кинематических параметров ножниц и параметров привода. Для этой цели рассмотрим процессы, происходящие в линии привода ножниц в стадии разрезания заготовки.

Расчетная схема ножниц 12500 кН показана на рис. 36.

Система дифференциальных уравнений для исследования динамических процессов в линии привода ножниц имеет вид

$$\begin{aligned}
 I_1 \ddot{g}_1 &= M_{дв} - C_{12} \cdot (g_1 - g_2), \\
 I_2 \ddot{g}_2 &= C_{12} (g_1 - g_2) - \left(\frac{Q_{np}}{2} + Q_{эв} + 2 Q_{ш} \right) \cdot R \times \\
 &\times \sin g_2 - \frac{C_{23}}{\cos \Psi} \cdot [R (1 - \cos g_2) - g_3] \cdot [2 R \sin g_2 \times \\
 &\times 1 - \sqrt{0,0067 \sin^2 g_2} + 0,01 \sin 2 g_2], \\
 \frac{Q_3}{g} \cdot \ddot{g}_3 &= \frac{C_{23}}{\cos \Psi} [R (1 - \cos g_2) - g_3] - [P_p + (Q_{nc} + Q_u)],
 \end{aligned} \tag{17}$$

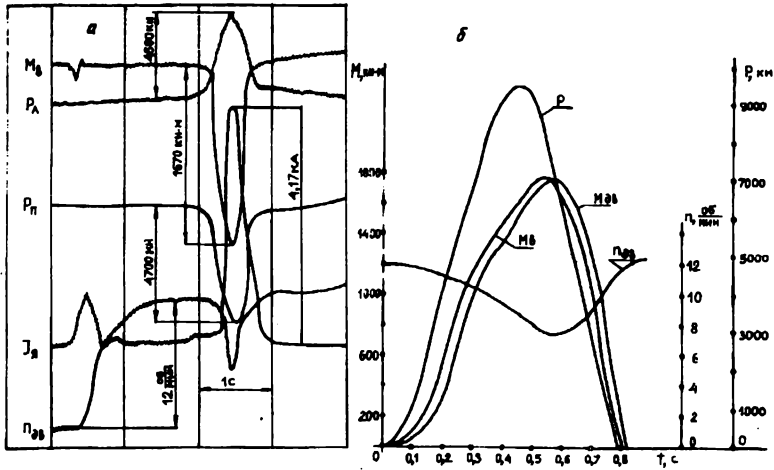


Рис. 37. Осциллограммы процесса разрезания сляба 125×1000 мм из стали 12X18H10T на ножницах 12500 кН ЧМК.
а — реальная; б — расчетная

где g_1 — угол поворота якоря двигателя; g_2 — угол поворота эксцентрикового вала; g_3 — перемещение нижнего суппорта; C_{12} — жесткость линии привода ножниц; $Q_{пр}$ — масса плиты прижима; $Q_{нс}$ — масса нижнего суппорта; Q_m — масса заготовки; P_p — сила резания.

Для того чтобы правильно выбрать параметры двигателя, необходимо знать реальный закон изменения силы за цикл разрезания заготовки. Для этой цели разработана программа аппроксимации, которая по величине силы резания, определяемой по формуле (16), параметрам ϵ_v и ϵ_n , выбираемым по экспериментальным данным, и углу поворота эксцентрикового вала g_2 , зависящего от высоты разрезаемой заготовки, позволяет получить закон изменения силы резания. В частности, с использованием этой программы и экспериментальных данных получены законы изменения силы резания: а) для случая резания слябов 125×1000 мм² из стали 12X18H10T

$$P_p = 7572 (0,33g_2 + 0,3g_2^2 + g_2^3); \quad (18)$$

б) для случая блюмов 350×350 мм из стали 60С2

$$P_p = 1159 (g_2^3 - 5,6g_2^2 + 9,5g_2 - 4,4). \quad (19)$$

Для решения системы дифференциальных уравнений (17) составлена программа на алгоритмическом языке Фортран. Решение задачи проводили на ЭВМ «БЭСМ-6». На печать выдаются следующие параметры: сила резания, крутящий момент на моторном валу, скорость и момент двигателя, перемещение и скорость нижнего суппорта.

На рис. 37 показано сравнение реальной и расчетной осцил-

лограмм процесса резания сляба 125×1000 мм² из стали 12Х18Н10Т на ножницах 12500 кН ЧМК. Из сравнения расчетных и экспериментальных данных следует, что разработанная методика расчета параметров привода дает достаточную для практики точность и может быть использована при проектировании ножниц горячей резки.

4.4. ИССЛЕДОВАНИЕ И СРАВНИТЕЛЬНЫЙ АНАЛИЗ НОЖНИЦ ОБЖИМНЫХ СТАНОВ

В настоящее время в состав большинства обжимно-заготовочных прокатных комплексов входят ножницы двух типов: усилием 12500 кН и усилием 16000 кН. В связи с этим в качестве объектов исследования выбраны ножницы 16000 кН Нижнетагильского металлургического комбината (НТМК) и 12500 кН ЧМК, так как исследование этих типовых ножниц позволяет обобщить полученные результаты исследований ножниц других прокатных комплексов [24].

4.4.1. МЕТОДИКА ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ ИССЛЕДОВАНИЙ

Методика проведения экспериментальных исследований машинных агрегатов, в частности прокатных станов, изложена в ряде работ [24, 36, 81]. В них рассмотрены вопросы подготовки экспериментального изучения, выбора необходимой измерительной аппаратуры и датчиков, даны рекомендации по правильному определению параметров тензорезисторов, схем установки и способов закрепления их на детали в целях уменьшения погрешности измерения. Рассмотрены методы измерения энергетических и силовых параметров, тарировки измерительных схем и оценки погрешности измерений.

Для исследования прокатных агрегатов использовали осциллографирование с синхронной записью энергетических и силовых параметров.

Скорость движения фотобумаги при осциллографировании выбирали в зависимости от частотного диапазона исследуемого процесса, и в большинстве случаев она составляет 25 мм/с. При записи сложных с точки зрения анализа динамических процессов скорость движения фотобумаги увеличивали до 100 мм/с.

Измерение энергетических параметров прокатных агрегатов и тарировку измерительных схем проводили по методике, изложенной в работе С. Л. Коцаря, Б. Н. Полякова, Ю. Д. Макарова, В. А. Чичигина [81].

Для измерения силовых параметров прокатных агрегатов использовали фольговые тензорезисторы. Одним из основных

преимуществ фольговых тензорезисторов по сравнению с проволочными является более интенсивный отвод тепла от спирали, вследствие чего тензорезисторы могут пропускать ток значительно большей силы (до 0,5 А). Применение измерительного моста из фольговых тензорезисторов и гальванометров высокой чувствительности позволило использовать безусловные схемы для измерения силовых параметров, что, как правило, упрощает настройку аппаратуры и уменьшает погрешность измерения.

От правильного выбора тензорезисторов и качества наклейки существенно зависит погрешность результата измерений [36, 81].

Разброс метрологических характеристик тензорезисторов (ползучесть, гистерезис, линейность, чувствительность и т. д.) возрастает как с уменьшением, так и с увеличением базы. В первом случае ухудшается передача деформации на решетку, во втором — возникают трудности, связанные с наклейкой и надежным закреплением большебазных тензорезисторов на детали [81]. В указанной работе рекомендуется применять тензорезисторы с базами от 5 до 50 мм. В связи с этим при исследовании прокатных агрегатов использовали тензорезисторы с базой 10 и 20 мм и сопротивлением 45 и 100 Ом. Важно отметить, что метрологические характеристики тензорезисторов и изменение их в зависимости от времени и температуры определяются свойствами клея и качеством наклейки [36, 81].

Основная трудность использования фольговых тензорезисторов при проведении исследований в производственных условиях состоит в необходимости сложной температурной обработки при наклейке. Поэтому применяли способ наклейки фольговых тензорезисторов на неотожженную металлическую фольгу толщиной 0,05-0,1 мм, обладающую хорошими упругими свойствами и свариваемостью, с последующей температурной обработкой в сушильном шкафу [81].

Собранные на фольге розетки приваривали на детали методом точечной сварки. Для разметки мест установки тензометрических розеток использовали специальные трафареты, это позволило снизить погрешность, связанную с неправильной ориентацией тензорезисторов относительно главных напряжений.

Для правильной регистрации колебательных процессов и кратковременных ударных нагрузок необходимо применять гальванометры с высокой частотой собственных колебаний. При исследовании динамики прокатных агрегатов использовали гальванометры с собственной частотой 150 Гц, что обеспечило надежную регистрацию колебаний с частотой до 30 Гц.

Методика расчета тензорезисторов изложена в указанной работе [81]. Однако на практике довольно трудно рассчитать тензорезистор и учесть погрешность расчета. В связи с этим проводили градуировку тензорезисторов одной партии. Для этой

цели тензометрические розетки приваривали на тарировочную балочку равного сопротивления. По результатам градуировки выбирали гальванометр, определяли величину минимального напряжения, которую с достаточной точностью можно измерить розеткой из данных тензорезисторов. Величина отклонения световой точки гальванометра при регистрации максимального напряжения не должна превышать отклонения, вызываемого величиной допустимого тока при прохождении через гальванометр (80-100 мм).

В процессе производственных исследований непосредственная тарировка тензорезисторов сопряжена с большими трудностями, а часто вообще практически неосуществима. Использование в исследованиях тензорезисторов, предварительно наклеенных на стальную фольгу, позволило в ряде случаев отказаться от непосредственной тарировки. Однако при этом погрешность, обусловленная неидентичностью и качеством наклейки рабочих и протарированных тензорезисторов, составляла 1÷5% [81]. Розетки, предназначенные для измерения усилий, приваривали на тарировочную балочку. Тарировку тензометрических розеток выполняли в диапазоне относительных деформаций, ожидаемых в реальных условиях. Вследствие одинаковой наклейки тарировочный коэффициент для розеток, изготовленных из тензорезисторов одной партии, можно определить, протарировав лишь одну розетку.

Тарировку тензорезисторов, предназначенных для измерения крутящих моментов, проводили на специальном тарировочном устройстве крутящего момента.

Для снижения погрешности измерения силовых параметров при тарировке тензометрических розеток в лабораторных условиях и в процессе исследования прокатных агрегатов использовали одну и ту же измерительную аппаратуру.

Измерения крутящих моментов и тарировку тензометрических розеток проводили по методике, изложенной в работах О. С. Лехова и С. Л. Коцаря, Б. Н. Полякова, Ю. Д. Макарова, В. А. Чичигина [36, 81].

При исследовании прокатных агрегатов синхронно с записью энергосиловых параметров применяли скоростную киносъемку. Привязку кадров к осциллограмме осуществляли с помощью отметчика кадров, установленного в кинокамере и подключенного к одному из гальванометров осциллографа. Одновременное включение осциллографа и киноаппарата производилось с помощью пульта дистанционного управления.

Для оценки нагруженности механического оборудования и приводов, а также для анализа технологических параметров широко применяются статистические обработки экспериментальных данных. Статистические данные дают возможность оценить надежность экспериментальных данных и достоверность выводов, более углубленно проанализировать результаты исследова-

дования, объективно сравнить их с данными теоретических исследований и, наконец, построить с помощью регрессионного и корреляционного анализа вероятностные зависимости между исследуемыми переменными.

В настоящей работе результаты экспериментальных исследований прокатных агрегатов были обработаны с помощью программ первичного статистического анализа [81], который позволяет систематизировать нагрузки, оценить вариации энергосиловых и динамических параметров, а также построить уравнения регрессии для расчета статических и динамических нагрузок.

4.4.2. ЭНЕРГОСИЛОВЫЕ ПАРАМЕТРЫ НОЖНИЦ 16000 кН

В период освоения новых ножниц, а также эксплуатации ножниц обжимных станов особенно важно оценить нагруженность несущих элементов, загрузку привода и правильно настроить привод и механизм резания. Если в процессе наладки системы управления двигателем не контролировать нагруженность механического оборудования, то это может привести к перегрузкам и снижению ресурса долговечности несущих элементов ножниц.

Исследование технологических и энергосиловых параметров ножниц 16000 кН НТМК по заданию главного конструктора прокатного оборудования АО «Уралмаш» проведено в период их освоения.

Ножницы 16000 кН — ножницы закрытого типа с верхним расположением эксцентрикового вала. Привод ножниц осуществляется от двигателя постоянного тока мощностью 3400 кВт с номинальной скоростью 25 об/мин. Номинальный момент двигателя равен 1325 кН·м, номинальный ток — 5 кА. Максимальная сила резания составляет 16000 кН. Ход ножей равен 550 мм, число резов в минуту — 4÷12.

Разрезание заготовок может осуществляться на двух режимах: при скорости двигателя 12 и 20 об/мин.

Сортамент разрезаемого проката составляют: 1) сляб с размерами $(125\div 200) \times (880\div 1600)$ мм²; 2) фасонная заготовка с размерами от 190×455 до 420×1225 мм².

При экспериментальном исследовании ножниц 16000 кН проводили комплексное измерение технологических, силовых и электрических параметров процесса резания: температуры металла, крутящего момента на промежуточном валу, напряжений в шатунах, перемещений нижнего суппорта, а также тока, напряжения и скорости главного двигателя. Перемещение нижнего суппорта измеряли с помощью реохордного датчика линейных перемещений РДЛП — 500.

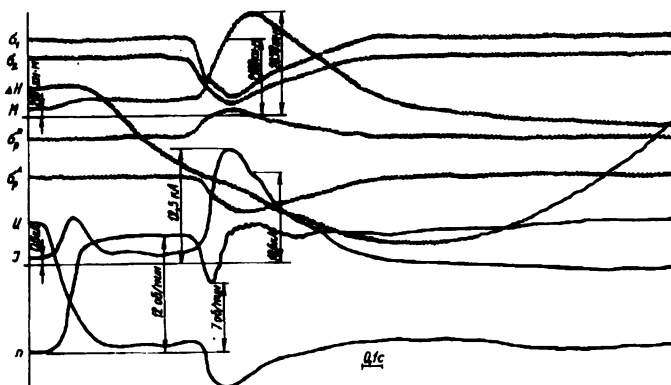


Рис. 38. Осциллограмма процесса резания заготовки 200×1200 мм на ножницах 16000 кН блюминга 1500 НТМК

Осциллограмма процесса резания на ножницах 16000 кН представлена на рис. 38, где σ_1 , σ_2 , σ_p^L , σ_p^H — напряжения в шатунах; ΔH — перемещение нижнего суппорта; M — крутящий момент; U , I , n — соответственно напряжение, ток и скорость двигателя.

Результаты статистического анализа скоростных и энергетических параметров, сил резки и крутящих моментов приведены в табл. 10, 11, которые содержат основные статистические характеристики распределения параметров. Температура заготовок в сечении реза составляла 1180+1200 °С.

Широкий диапазон измерения силы тока (10,2+13,9 кА) в значительной степени объясняется колебаниями ускорения двигателя при восстановлении его скорости под нагрузкой (см. рис. 38). Ускорение двигателя составляет $40\div 80 \frac{\text{об/мин}}{\text{с}}$, что приводит к колебаниям динамического тока (4,6+5,4 кА), который существенно повышает нагрузку на двигатель.

Результаты статистической обработки энергосильных и скоростных параметров

Параметр	Скорость холостого хода, об/мин	Ускорение двигателя, $\frac{\text{об/мин}}{\text{с}}$	Ток двигателя, кА
Среднее арифметическое	11,42	56,14	11,74
Среднее квадратическое	0,46	11,74	1,078
Доверительный интервал для x при уровне значимости $\alpha = 0,05$	11,32+11,51	53,68+58,60	11,47+12,02
Коэффициент вариации V_x , %	4,03	20,43	9,16
Диапазон изменения x	10,2+12,0	36,0+84,0	10,19+13,9

4.4.3. ЭНЕРГОСИЛОВЫЕ ПАРАМЕТРЫ НОЖНИЦ 12500 кН

Ножницы 12500 кН — ножницы закрытого типа с верхним расположением эксцентрикового вала, безредукторным приводом и механическим прижимом. Привод ножниц осуществляется от электродвигателя постоянного тока мощностью 2500 кВт с номинальной скоростью 23 об/мин. Номинальный момент двигателя равен 1060 кН·м, номинальный ток — 4,25 кА. Максимальная сила резания составляет 12500 кН. Наибольший ход ножей равен 500 мм, перекрытие ножей — 15 мм. Максимальное сечение разрезаемого бляма — 360×450 мм², сляба — 200×1000 мм².

При экспериментальном исследовании ножниц 12500 кН проводили запись значений напряжений в шатунах, крутящих моментов на промежуточном валу и валу прижима, перемещений верхнего и нижнего суппортов, а также тока, напряжения и скорости двигателя.

Синхронно с записью энергосиловых параметров проводили киносъемку траектории перемещений узла соединения эксцентрикового вала с прижимом. Привязку кадров к осциллограмме осуществляли с помощью отметчика кадров, установленного в кинокамере и подключенного к одному из гальванометров осциллографа.

Характерные осциллограммы силовых, электрических и кинематических параметров процесса резания на ножницах бляминга 1300 ЧМК представлены на рис. 39, 40.

Для сравнительного анализа работы однотипных ножниц 12500 кН блямингов 1300 ЧМК и 1300 Западно-Сибирского металлургического комбината (ЗСМК) проведено исследование первых с записью энергосиловых, технологических и кинематических параметров (рис. 41).

На осциллограммах показаны следующие параметры:

- n_k — отметчик кинокамеры;
- M — крутящий момент на моторном валу;
- ΔH^a и ΔH^b — перемещения верхнего и нижнего суппортов;
- P_n — силы на шатунах;
- I , U , n — соответственно ток, напряжение и скорость главного двигателя;
- T_m — температура разрезаемой заготовки.

На рис. 39 приведена осциллограмма процесса резания сляба 125×1000 мм² из стали

Таблица 10

ножниц 160000 кН бляминга 1500 НТМК

Динамический ток холостого хода, кА	Крутящий момент при разгоне, кН·м
4,96	417,8
0,22	34,6
4,91+5,02	410,9+424,7
4,45	8,3
4,58+5,41	330+495

Сяловые параметры процесса резания на ножницах

Параметр	Ножницы 16000 кН НТМК		Ножницы 12500 кН ЧМК	
	Ст. ЗКП; 200×1200 мм		Ст. 12Х18Н10Т; 125×1000 мм; 140×1060 мм	
	Р, кН	М, кН·м	Р, кН	М, кН·м
Среднее арифметическое	8250	2180	9080	1780
Среднее квадратическое	982	286	1000	131
Доверительный интервал для x при уровне значимости $\alpha = 0,05$	8050÷8440	2120÷2240	8720÷9450	1750÷1810
Коэффициент вариации $V_x, \%$	11,69	13,1	11,1	7,4
Диапазон изменения x	6680÷1080	1830÷2940	6780÷10580	1460÷2060

12Х18Н10Т на ножницах 12500 кН блюминга 1300 ЧМК. Разгон двигателя до скорости резания 12 об/мин происходит за 0,7 с, в процессе приложения нагрузки скорость двигателя падает до 5 об/мин. С момента начала падения скорости вступает в работу система восстановления заданной скорости двигателя, в результате чего происходит увеличение напряжения от 300 до 380 В, а скорости двигателя — до 13 об/мин. Восстанавливается

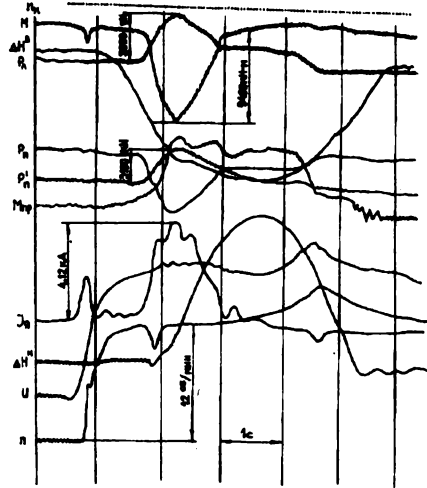
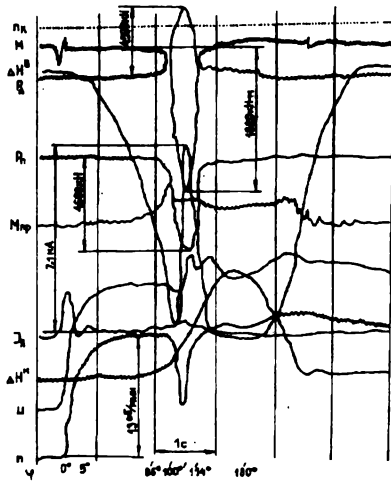


Рис. 39. Осциллограмма процесса резания сляба $125 \times 1000 \text{ мм}^2$ из нержавеющей стали на ножницах 12500 кН блюминга 1300 ЧМК

Рис. 40. Осциллограмма процесса резания бруса $350 \times 350 \text{ мм}$ на ножницах 12500 кН блюминга 1300 ЧМК

16000 кН НТМК и 12500 кН ЧМК

Ножницы 12500 кН ЧМК					
Ст. 10; 170×1090 мм		Ст. 60С2; 350×350 мм		Ст. 35ГС; 350×350 мм	
Р, кН	М, кН·м	Р, кН	М, кН·м	Р, кН	М, кН·м
5890	927	5610	1110	4600	962
436	101	428	81	372	59
5820÷5960	850÷910	5450÷5760	1080÷1130	4490÷4710	939÷984
7,4	10,9	7,6	7,3	8,1	6,1
4900÷2060	669÷1170	4630÷6320	980÷1320	3720÷5500	889÷1110

скорость двигателя после просадки на фронте максимальной силы резания, что приводит к росту нагрузок на привод и механизм резания.

На рис. 40 показана осциллограмма работы ножниц блюминга 1300 ЧМК при резании блюма $350 \times 350 \text{ мм}^2$ из стали 60ХГС. Сила резания равна 5400 кН, просадка скорости двигателя составляет 20%.

Результаты статистической обработки силовых параметров ножниц 12500 кН блюминга 1300 ЧМК представлены в табл. 11, замеров температуры разрезаемых заготовок — в табл. 12.

Наибольшие силы резания (10600÷11000 кН) зафиксированы при разрезании слябов $140 \times 1060 \text{ мм}^2$ из стали 12Х18Н10Т.

При разрезании блюмов $350 \times 350 \text{ мм}^2$ среднее значение и дисперсии нагрузок значительно меньше, чем при резании слябов. Наибольшие силы зафиксированы при разрезании блюмов из стали 60С2 и составляют 4700÷6300 кН.

Аналогичный характер распределения параметров при резании существующего сортамента заготовок имеют и крутящие моменты. Максимальные крутящие моменты, равные 2060÷2350 кН·м, зафиксированы при разрезании слябов из стали 12Х18Н10Т.

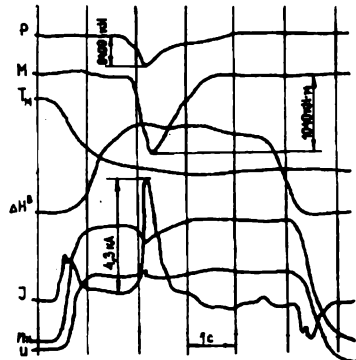


Рис. 41. Осциллограмма процесса резания заготовки $350 \times 350 \text{ мм}^2$ на ножницах 12500 кН блюминга 1300 ЗСМК

Температура разрезаемых заготовок на ножницах 12500 кН ЧМК

Марка стали	Сечение заготовки, мм ²	Средняя температура, °С	Диапазон изменения температуры, °С
12Х18Н10Т	125×1060	1080	1030÷1130
09Г2	140×1060	1100	1080
10	140×1090	1100	1070÷1140
60С2	350×350	1080	1050÷1120
60ХГС	350×350	1080	1050÷1130
35ГС	350×350	1075	1050÷1110
45Х	350×350	1090	1060÷1130
6СП	350×350	1100	1070÷1140
20	350×350	1060	1030÷1100
ЗКИП	350×350	1115	1070÷1160

4.4.4. КИНЕМАТИКА И ДИНАМИКА НОЖНИЦ 12500 кН

Основная цель исследования кинематики и динамики ножниц — добиться соответствия кинематических и динамических параметров ножниц конструктивным и технологическим требованиям в целях снижения нагруженности механического оборудования и приводов. Расчёт основных параметров ножниц целесообразно проводить на ЭВМ. Моделирование на ЭВМ позволяет определить рациональные динамические (параметры амортизатора прижима и грузового уравновешивания) и кинематические (исходные положения элементов механизма резания, прижима, перемещения, скорости и ускорения основных звеньев) параметры ножниц [93].

Для определения кинематических параметров ножниц проведено исследование кинематики ножниц 12500 кН блюмингов 1300 ЧМК и ЗСМК. В процессе эксперимента записывали перемещение верхнего и нижнего суппортов, а также проводили киносъёмку траектории узла соединения эксцентрикового вала с прижимом. Полученные осциллограммы процесса резания позволили установить характер изменения перемещений и скоростей суппортов, а также узла соединения эксцентрикового вала с прижимом в зависимости от угла поворота вала двигателя. Угол поворота и скорость вращения двигателя определяли по кинограммам процесса резания [24].

В результате совместного анализа кинограмм и осциллограмм процесса резания, а также замеров положения элементов механизма резания ножниц 12500 кН ЧМК установлено, что величина заглубления нижнего суппорта относительно роляган-

га в процессе эксплуатации прогрессивно увеличивается и достигает 80 мм, что значительно превышает проектную величину (5÷10 мм). При таких условиях резания верхний суппорт быстрее подходит к заготовке по сравнению с нижним, это приводит к дополнительным нагрузкам на примыкающие рольганги.

Для сравнения рассмотрим осциллограмму резания блюда 350×350 мм² на ножницах 12500 кН блюминга 1300 ЗСМК (см. рис. 41). Из осциллограммы следует, что в момент начала роста силы резания происходит остановка верхнего суппорта, а разрезание заготовки осуществляется путем перемещения нижнего суппорта вверх. Таким образом, режим работы ножниц 12500 кН блюминга 1300 ЗСМК соответствует нормальным условиям эксплуатации.

Как было отмечено выше, вследствие нарушения проектных положений элементов механизма резания опускание верхнего суппорта на заготовку происходит с ударом и приводит к дополнительным нагрузкам на ролики рольганга. Для подтверждения правильности данного вывода было проведено сравнение срока службы узлов рольгангов ножниц 12500 кН блюмингов 1300 ЧМК и ЗСМК. Результаты исследования ножниц 12500 кН блюминга 1300 ЗСМК показали, что разрезание заготовки происходит при неподвижном суппорте. Следовательно, рольганги ножниц блюминга 1300 ЗСМК должны воспринимать меньшие нагрузки, чем рольганги ножниц блюминга 1300 ЧМК, и срок их службы должен быть больше. Этот вывод подтверждается данными эксплуатации. Например, на ножницах блюминга 1300 ЧМК практически один раз в месяц производят замену подшипников или первых двух роликов рольганга перед ножницами (средний срок службы — 28 суток), в то же время на ножницах блюминга 1300 ЗСМК производят эту замену один раз в два месяца.

Таким образом, режим работы ножниц, при котором в процессе разрезания заготовки верхний суппорт раньше подходит к заготовке по сравнению с нижним, приводит к сокращению срока службы рольгангов практически в 2 раза.

4.4.5. СРАВНИТЕЛЬНЫЙ АНАЛИЗ КОНСТРУКЦИЙ, НАГРУЖЕННОСТИ И СРОКОВ СЛУЖБЫ НОЖНИЦ РАЗЛИЧНОГО КОНСТРУКТИВНОГО ИСПОЛНЕНИЯ

В настоящее время на блюмингах 1150 и 1300 работают ножницы 12500 кН. На блюминге 1500 НТМК установлены ножницы 16000 кН, имеющие более простую кинематическую схему по сравнению с ножницами 12500 кН. В связи с этим представляет значительный интерес сравнительный анализ конструкций и условий эксплуатации ножниц 12500 кН и 16000 кН. Анализ результатов экспериментальных исследований, теоретических

расчетов и условий эксплуатации позволит выявить достоинства, а также недостатки ножиц различного конструктивного исполнения и использовать эти данные при реконструкции действующих и проектировании новых ножиц обжимных станков.

Проведем сравнительный анализ конструкций и условий эксплуатации ножиц 12500 кН и 16000 кН.

Ножицы 12500 кН

1. Ножицы 12500 кН — ножицы закрытого типа с безредукторным приводом. Эксцентриковый вал с двойным эксцентриситетом. Прижим рычажно-пружинный. Кинематика прижима связана с кинематикой механизма резания в целом.

2. Уравновешивание механизма резания выполнено узлом грузового уравновешивания через суппорт и узлом гидравлического уравновешивания через нижний суппорт. Оба указанных узла обеспечивают плавающую систему механизма резания.

3. Конструкция ножиц характеризуется многозвенностью, сложностью кинематики, изготовления и обслуживания. Большое количество силовых элементов и элементов пар трения, участвующих в работе, снижает надежность работы ножиц, а также их ремонтоспособность.

4. Плавающая система механизма резания с исходным положением суппорта на амортизаторах обеспечивает разрезание металла с минимальным подъемом раската над рольгангом. Но при этом примыкающие рольганги воспринимают значительные нагрузки со стороны прижима и верхнего суппорта.

5. Станина закрытого типа препятствует хорошему обзору зоны резания с поста управления ножицами 12500 кН.

6. Конструкция ножиц 12500 кН не позволяет увеличивать высоту ($H = 360$ мм) и ширину ($B = 1000$ мм) разрезаемых заготовок, что сдерживает повышение производительности обжимно-заготовочных прокатных комплексов.

Ножицы 16000 кН

1. Общая особенность конструкций ножиц — минимальное количество силовых звеньев и пар трения. Это обуславливает простоту изготовления, удобство обслуживания и ремонта, надежность ножиц в процессе эксплуатации.

2. Усилие прижима обеспечивается гидроцилиндром плунжерного типа.

3. Конструктивное исполнение механизма резания и станины обеспечивает простоту операции комплектной перевалки механизма резания, а также возможность его сборки и разборки непосредственно в станине.

4. Узлы опорных гидроцилиндров для перестройки положений верхнего суппорта вынесены на наружные стенки станины в зону, удобную для обслуживания.

5. Установка узлов автоматики на станине и их непосредственная связь с верхним и нижним суппортом обеспечивают управление и надежный контроль положений суппортов.

6. Кинематикой механизма резания обеспечивается разрезание раската над рольгангом, что исключает давление элементов ножиц в процессе резания на примыкающие рольганги.

7. Конструкция ножиц обеспечивает свободный обзор зоны резания, хороший доступ к ножам и удобную их смену с помощью специального приспособления.

Сравнительный анализ нагруженности ножиц 12500 кН и 16000 кН

Результаты статистической обработки силовых параметров ножиц 16000 кН НТМК и 12500 кН ЧМК представлены в табл. 11, которая позволяет сравнить силовые параметры при разрезании определенного сортамента заготовок из разных марок стали. Уровень нагруженности ножиц 12500 кН сравнительно высокий, особенно при разрезании слябов из стали 12Х18Н10Т, когда сила резания превышает 10000 кН, а крутящий момент 2000 кН·м. Если учесть, что на ножицах 12500 кН разрезаются заготовки из стали с более высокими механическими свойствами (например из стали ЭИ943), то максимальная сила резания 12500 кН становится недостаточной для резания всего сортамента заготовок из труднодеформируемых марок стали.

Сравнительный анализ сроков службы несущих узлов ножиц 12500 кН и 16000 кН

В связи с разрезанием на ножицах 12500 кН ЧМК слябов из труднодеформируемых марок стали наблюдается низкая стойкость механизма резания, замена которого производится через 4—6 месяцев вместо 8 месяцев по нормам. Следует отметить, что за период эксплуатации механизма резания в 6 месяцев происходит полный износ бронзовых направляющих пластин толщиной 25 мм. Экспериментальный график (рис. 42) наглядно показывает зависимость величины износа бронзовых пластин от времени эксплуатации механизма резания.

Для замены механизма резания ножиц 12500 кН требуется остановка блюминга 1300 на 28—32 часа.

В отличие от ножиц 12500 кН ЧМК на ножицах 16000 кН НТМК проводят замену механизма резания через 12—14 месяцев.

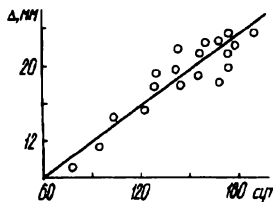


Рис. 42. Зависимость износа бронзовых направляющих нижнего суппорта ножниц 12500 кН ЧМК от времени эксплуатации механизма резания

Как показано выше, кинематика ножниц 12500 кН не обеспечивает начало реза заготовки над рольгангами, что приводит к дополнительным высоким нагрузкам на примыкающие рольганги и к быстрому выходу из строя несущих узлов рольганга, средний срок службы которых составляет 28 суток. В отличие от ножниц 12500 кН ножницы 16000 кН позволяют разрезать заготовку над рольгангом, а это исключает давление проката и элементов ножниц в процессе резания на примыкающие рольганги, средний срок службы которых составляет 22 месяца. Основной причиной выхода из строя рольгангов ножниц 16000 кН являются удары изогнутого вниз конца раската о ролики.

Таким образом, ножницы 16000 кН по сравнению с ножницами 12500 кН обладают рядом достоинств, и их кинематическую схему и новые конструктивные решения следует использовать при реконструкции и проектировании ножниц обжимных станов.

4.5. ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА ПРОДОЛЬНОГО РАЗДЕЛЕНИЯ СЛЯБА НА РЯД СОРТОВЫХ ЗАГОТОВОК

Недостатками способа получения сортовых заготовок путем прокатки слитков, отлитых в изложницы, на блюминге и непрерывно-заготовочном стане являются значительные потери металла ($\approx 20\%$), большие капитальные затраты на оборудование [86, 97]. Способы получения сортовых заготовок из непрерывнолитых слитков квадратного или плоского (с небольшим соотношением сторон) сечения путем их прокатки на непрерывно-заготовочном стане также имеют недостатки, поскольку для разливки стали требуются громоздкие многоручьевые установки, увеличивающие капитальные затраты [47].

В работе К. Д. Вуппермана [9] показано, что существенное улучшение технико-экономических показателей сортовых и проволочных станов достигается в результате увеличения исходного сечения заготовки (до 200×200 мм). Это связано с исключением промежуточной деформации на других станах, а также с лучшим использованием МНЛЗ. Для получения заготовок сечением 200×220 мм из непрерывнолитых слитков предлагается использовать установки с большими обжатиями, которые позволяют осуществить непрерывный производственный процесс.

С учетом изложенного наиболее экономичным представляется способ продольного разделения слябов на ряд сортовых

заготовок [59, 75]. Этот способ позволит существенно снизить себестоимость сортового проката, наиболее полно использовать возможности МНЛЗ. Он может быть реализован на агрегате циклической деформации, где продольное разделение непрерывнолитого сляба на ряд сортовых заготовок за один проход осуществляют в объемном калибре (рис. 43).

Разделение сляба производят двумя бойками, имеющими на рабочей поверхности увеличивающиеся в направлении движения сляба по высоте выступы и по глубине — пазы, образующие при максимальном сближении калибр с профилем сляба на входе и одновременно с профилями сортовых заготовок на выходе. Бойки совершают движение по замкнутой траектории в одной плоскости, это позволяет циклически с небольшими обжатиями одновременно деформировать и разрезать за счет перекрытия чередующихся выступов и пазов рабочих бойков сляб на сортовые заготовки за один проход (см. рис. 43). В результате на выходе из калибра прямоугольные выступы верхнего бойка входят в прямоугольные пазы нижнего бойка с перекрытием δ (см. рис. 43), что обеспечивает получение прямоугольного профиля заготовок с заданными размерами. Кроме того, на прямоугольные режущие кромки буртов на выходе калибра практически не воздействуют усилия резки, т. е. не происходит интенсивного затупления режущих кромок буртов и получается хорошее качество боковых поверхностей сортовых заготовок.

Целью теоретического исследования процесса продольного разделения непрерывнолитого сляба на ряд сортовых заготовок являлась оценка напряженно-деформированного состояния, которое позволяет определить необходимое усилие продольной резки, характер формоизменения заготовок, а также разработать рациональные режимы процесса продольного разделения.

Расчетная схема процесса показана на рис. 44. Рассматривалась схема плоского деформированного состояния при разрезке бойками сляба 200×1400 мм на 7 сортовых заготовок сечением 200×200 мм. Моделировалась резка сляба из стали 10СП при температуре металла 1200°C и скорости перемещения бойков $0,12$ м/с. Исходя из схемы деформации (см. рис. 44) граничные условия можно записать в виде

$$\begin{aligned} \sigma_{2\delta} = s_2, s_3, s_9 = \sigma_{21\delta} = s_2, s_3, s_9 = 0, \\ \sigma_{21\delta} = s_1, s_3, s_7 = \sigma_{12\delta} = s_4, s_6, s_8, s_{10} = -\Psi \cdot \tau_s \cdot \frac{V_{\text{ск}}}{V}, \\ V_{1\delta} = s_4, s_{10} = 0, V_{2\delta} = s_7 = V^*, V_{2\delta} = s_1, s_3 = -V^*. \end{aligned}$$

Задача решена с использованием численного метода решения системы дифференциальных уравнений пластического течения, изложенного в разделе 4.1. Рассмотрено несколько стадий процесса продольного разделения сляба при внедрении прямоугольного режущего бурта шириной 200 мм на величину

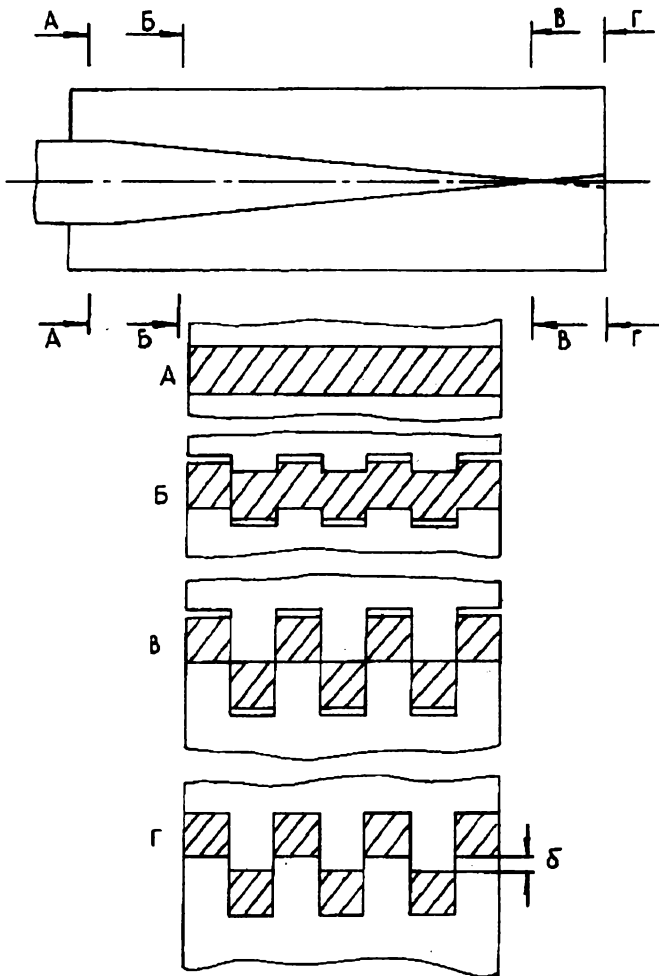


Рис. 43. Схема продольной разрезки непрерывнолитого сляба на 7 сортовых заготовок

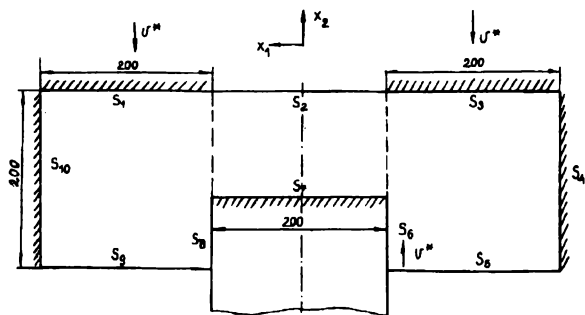


Рис. 44. Схема процесса продольного разделения сляба на сортовые заготовки

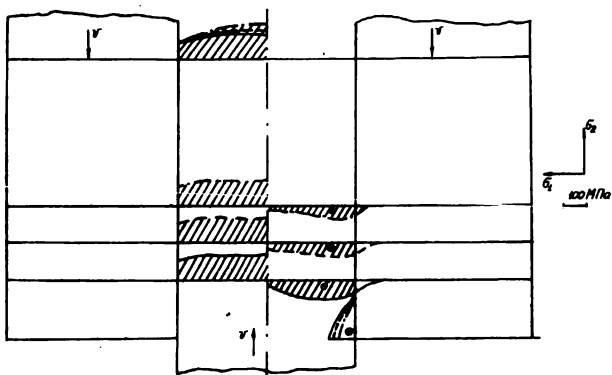


Рис. 45. Эпюры напряжений и скоростей металла при продольном разделении сляба на ряд сортовых заготовок

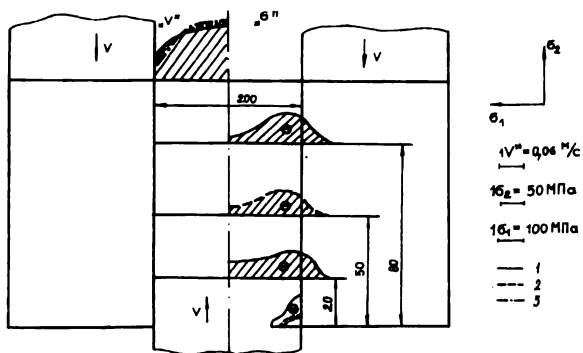


Рис. 46. Эпюры нормальных удельных напряжений и скоростей перемещений при продольном разделении непрерывнолитого сляба на ряд заготовок.

1 - $\Delta = 20$ мм; 2 - $\Delta = 50$ мм; 3 - $\Delta = 80$ мм

20, 50, 80 мм. Длина рабочей зоны бойков, на протяжении которой происходит разрезка сляба на сортовые заготовки, равна 570 мм.

На рис. 45 показаны эпюры нормальных и касательных напряжений на контактной и боковых поверхностях режущего бурта, а также эпюры скоростей перемещений. Поскольку схема деформации симметрична относительно оси $O - O$ (см. рис. 44), то эпюры на рис. 45 приведены только для одной половины (слева — эпюры скоростей перемещений, справа — эпюры напряжений). Из рис. 45 следует, что по мере внедрения бурта в металл величина нормальных напряжений падает, т. е. снижаются давления на рабочий инструмент. По эпюрам нормальных напряжений на контактной поверхности и касательных напряжений на боковых поверхностях режущего бурта определены силы продольного разделения сляба на ряд сортовых заготовок. Максимальная сила продольного разделения сляба 200×1400 мм из стали 10 СП на 7 заготовок сечением 200×200 мм составляет 9960 кН (среднее удельное давление 42 МПа). Анализ эпюр нормальных напряжений на боковых поверхностях режущего бурта показал, что на бурт со стороны металла действуют осевые силы величиной 350 кН, которые затрудняют ведение процесса продольного разделения. Эпюра скоростей перемещения металла на свободной поверхности (см. рис. 45) показывает, что в процессе продольного разделения свободная поверхность сортовой заготовки становится несколько выпуклой.

На рис. 46 показаны эпюры нормальных напряжений и скоростей перемещений металла процесса продольного разделения непрерывнолитого сляба с неравномерной по сечению температурой на ряд сортовых заготовок. Закон изменения температуры по высоте сляба принят в виде (14). Полное усилие, необходимое для продольного разделения непрерывнолитого сляба 200×1400 мм из стали 10СП на 7 заготовок без их обжатия по высоте, составляет 10980 кН.

Глава 5

ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ ЦИКЛИЧЕСКОЙ ДЕФОРМАЦИИ НЕПРЕРЫВНОЛИТЫХ ЗАГОТОВОК

5.1. УСТАНОВКИ ЦИКЛИЧЕСКОЙ ДЕФОРМАЦИИ ЗАГОТОВОК

Развитие направления в металлургии, заключающегося в использовании в составе литейно-прокатных модулей установок с высокими обжатиями, определяется следующим: 1) на производстве отсутствуют установки непрерывного литья заготовок, близких по форме и размерам к готовым изделиям; 2) в ряде случаев после прокатки непрерывнолитых сортовых заготовок в осевой зоне проката сохраняется осевая рыхлость; 3) практически не используется тепло литого металла, в частности, требуется сплошная зачистка непрерывнолитых слябов из нержавеющей стали; 4) для нагрева и прокатки слябов толщиной 200—300 мм необходимы большие затраты топлива и электроэнергии; 5) скорости выхода полосы из кристаллизатора и прокатки существенно отличаются, а это не позволяет создать непрерывный технологический процесс.

Изложенные выше проблемы могут быть успешно решены путем использования после МНЛЗ установок с высокими обжатиями.

Разработаны новые способы и конструкции установки циклической деформации (УЦД) для литейно-прокатных модулей [59].

УЦД предназначены для получения профилей простой и сложной формы с небольшими единичными обжатиями и суммарной степенью деформации на один проход 60—80% со скоростью выхода заготовки из бойков до 20 м/мин. Их основные технические преимущества: небольшие габариты, минимальная металлоемкость и высокая жесткость конструкции, большая универсальность, так как возможна работа по 2- и 4-бойковым схемам, получение широкого сортамента профилей и осуществление продольного разделения сляба на ряд заготовок, хорошее качество профилей за счет благоприятной схемы деформации с преобладанием высоких сжимающих напряжений.

Применение УЦД в составе литейно-прокатных модулей для получения сортового проката и листа позволяет: совместить процессы непрерывного литья и прокатки, максимально использовать тепло литого металла, улучшить качество профилей за счет интенсивной проработки непрерывнолитых заготовок по всему сечению и залечивания дефектов, снизить металлоемкость оборудования за счет замены 4—5 прокатных клетей, расширить сортамент проката.

5.2. ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА ДЕФОРМАЦИИ НЕПРЕРЫВНОЛИТЫХ СЛЯБОВ ИЗ НЕРЖАВЕЮЩЕЙ СТАЛИ

К качеству поверхности листов, в частности и из нержавеющей сталей, предъявляются высокие требования. Существующая технология производства не обеспечивает получения непрерывнолитых слябов без поверхностных дефектов, поэтому слябы перед прокаткой на листовых станах подвергают различным видам зачистки.

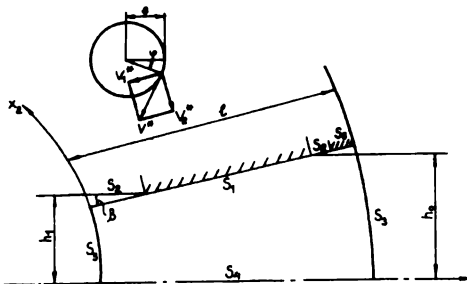
Анализ структуры непрерывнолитых слябов из нержавеющей стали показал, что их поверхностные слои толщиной до 15 мм содержат дефекты. Эти дефекты и являются причиной образования трещин и рванин на горячекатаных листах [51]. В зависимости от глубины залегания дефектов непрерывнолитые слябы сечением 200×1000 мм подвергают механической зачистке на глубину до 15 мм [82]. Потери дорогостоящего металла при этом достигают 15%. Кроме того, нержавеющие стали обладают пониженной пластичностью, деформация их сопровождается образованием разрывов на поверхности. Таким образом, нержавеющие стали относятся к классу малопластичных и труднодеформируемых сталей и, как отмечалось выше, для их обработки наиболее благоприятен режим циклической деформации в узком температурном интервале и в условиях, близких к всестороннему сжатию.

Результаты данного исследования позволяют оценить возможность деформации непрерывнолитого сляба бойками без сплошной зачистки, с использованием тепла литого металла. Эти данные необходимы для разработки технологического процесса и выбора оборудования для литейно-прокатных модулей.

5.2.1. ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

Целью теоретического исследования процесса деформации наклонными бойками непрерывнолитого сляба с поверхностными дефектами являлись оценка напряженно-деформированного состояния металла в области и за пределами очага деформации, а также разработка рациональных режимов деформации.

Рис. 47. Расчетная схема процесса циклической деформации



При исследовании процесса циклической деформации заготовки будем пренебрегать инерционными и массовыми силами, деформируемый материал считать несжимаемым и изотропно упрочняющимся, при записи уравнений состояния использовать ассоциированный закон течения и случай простого нагружения. Поля напряжений σ_{ij} и скоростей V_i ($i = 1, 2, 3$) пластической деформации определяются с учетом перечисленных допущений из системы дифференциальных уравнений [27, 43, 56, 82]

$$\begin{aligned} \sigma_{ij,j} = 0; \quad \sigma_{ij} - \sigma \cdot \delta_{ij} = 2 \lambda \xi_{ij}; \\ \delta_{ij} = \begin{cases} 1 & i=j \\ 0 & i \neq j \end{cases}; \quad V_{i,j} = 0; \end{aligned} \quad (20)$$

где $\xi_{ij} = \frac{1}{2} (V_{i,j} + V_{j,i})$; $\lambda = T/H$; $T = T(H, T_m, \varepsilon)$; $H = (2\xi_{ij} \cdot \xi_{ij})^{1/2}$; δ_{ij} — символ Кронекера; T_m — температура металла при деформации; σ — гидростатическое давление; ε — степень деформации; H — интенсивность скоростей деформации сдвига; T — интенсивность касательных напряжений.

Рассматривалась схема простого деформированного состояния, из которой имеем (рис. 47)

$$V_3 = \xi_{33} = \xi_{13} = \xi_{23} = \sigma_{13} = 0.$$

Это допущение справедливо, так как ширина непрерывнолитого сляба значительно больше его высоты. Степень деформации сляба 200×1000 мм из стали 12Х18Н10Т составляла 60%.

Расчет проводили при начальных параметрах:

$h_0 = 50$ мм — начальная высота полосы,

$h_1 = 20$ мм — конечная высота полосы,

$\beta = 10^\circ$ — угол наклона рабочей поверхности бойка,

$e = 15$ мм — величина эксцентриситета эксцентрикового вала,

$V^* = 0,157$ м/с — скорость перемещения бойка.

Согласно расчетной схеме (см. рис. 47), граничные условия записаны в виде

$$\begin{aligned} \sigma_{22s} = s_2 = \sigma_{21s} = s_2 = \sigma_{11s} = s_3, s_3 = \sigma_{12s} = s_3, s_3 = \sigma_{21s} = s_4 = 0; \\ V_{2s} = s_4 = 0; \quad V_{2s} = s_1 = V_2^*; \quad \sigma_{21s} = s_1 = -\Psi \tau_s \times \\ \times (V_{сх} / V^*) \cos(n, i); \quad \sigma_{21s} = s_6 = 30 \text{ МПа}, \end{aligned} \quad (21)$$

где τ_s — предел текучести материала при сдвиге; $V_{ск}$ — скорость скольжения металла относительно инструмента на поверхности S_1 ; V_2^* — скорость перемещения инструмента на поверхности S_1 ; V^* — окружная скорость эксцентриковых валов.

Закон трения принимаем в виде

$$\sigma_{21}^* = -\Psi \cdot \tau_s \cdot (V_{ск} / V) \cos(n, i);$$

$$V_{ск} = V_m - V_n,$$

где $V_{ск}$ — скорость скольжения металла относительно инструмента; V_m и V_n — соответственно скорости перемещения металла и инструмента вдоль оси OX_1 ; Ψ — коэффициент, выбранный из расчета таким образом, чтобы $\max |\sigma_{21}^*| < \tau_s$; τ_s — предел текучести при сдвиге.

Модель деформируемой среды записана в виде

$$T = \tau_m \cdot H' / (H_0 + H'), \quad (22)$$

где $H_0 = 1 \text{ с}^{-1}$; τ_m , γ — параметры, зависящие от температуры, степени деформации и марки стали.

Мы исследовали процесс пластической деформации сляба из нержавеющей стали при повороте эксцентриковых валов на угол $\varphi = 80^\circ$. Решение задачи осуществляли методом последовательных нагружений, при котором процесс деформации разбивался на следующие стадии:

$$0^\circ < \varphi \leq 20^\circ; \quad 20^\circ < \varphi \leq 40^\circ; \quad 40^\circ < \varphi \leq 60^\circ;$$

$$60^\circ < \varphi \leq 80^\circ; \quad 80^\circ < \varphi \leq 90^\circ,$$

т. е. деформации были малыми. Считали, что скорости перемещения в пределах каждой стадии остаются неизменными. Решение задачи на каждой стадии осуществлялось с учетом поля деформации, полученного из решения на предыдущей стадии.

Температуру процесса деформации мы принимали исходя из того, что сляб деформируется непосредственно после МНЛЗ: по оси симметрии полосы при входе в бойки агрегата — 1400°C , на выходе — 1100°C ; на поверхности при входе — 900°C , на выходе — 1100°C . Поле температур от оси симметрии сляба к поверхности вычисляли по линейному закону. Такое поле температур принято в связи с тем, что при интенсивной деформации с $\varepsilon = 60\text{--}80\%$ за короткий промежуток времени можно ожидать не только выравнивание температуры по сечению сляба, но и, согласно [84], повышение температуры металла на выходе из бойков по сравнению с ее уровнем на входе [84].

При решении уравнений (20) с учетом выражений (21) и (22) использовали численный метод и расчетную схему.

5.2.2. АЛГОРИТМ РЕШЕНИЯ ЗАДАЧИ ПЛАСТИЧЕСКОГО ТЕЧЕНИЯ

На базе численного метода решения системы дифференциальных уравнений пластического течения разработан алгоритм и составлена программа на языке Фортран, позволяющая анализировать процессы деформации заготовок. По алгоритму область деформирования разбивается на ортогональные элементы. Для каждого элемента записывается полная система дифференциальных уравнений пластического течения в конечно-разностной форме через значения напряжений и скоростей перемещений на гранях элемента. Полученная нелинейная система алгебраических уравнений решается итерационным методом. Результатом решения являются значения нормальных и касательных напряжений, скоростей перемещений на гранях каждого элемента. Алгоритм дает возможность учитывать физическую и геометрическую нелинейность. Построенные рекуррентные соотношения уменьшают порядок первоначальной системы уравнений примерно в 6—7 раз. При разбиении области декорирования на 100 элементов и 10 итераций время счета на ЭВМ «БЭСМ-6» составляет 10 мин, память — 32 тыс. ячеек (≈ 120 кб).

1. Задается контур области деформирования.

2. Область деформирования разбивается на N_i элементов конечных размеров по направлению x_i ($i = 1, 2$).

3. Задается шаг по времени $\Delta \tau_m$. При этом время полного процесса равно $\sum_1^m \Delta t_m$, где m — номер шага по времени.

4. Задаются граничные условия задачи $\sigma_{ik \in \bar{M}\alpha}^k = \sigma_\alpha$, $(\bar{V}_j^k = V_j^k) / k \in \bar{M}\alpha$, $\sigma_{ik \in \bar{M}\alpha}^k = 0$, $i \neq j$, где k — номер грани элемента; σ_α — гидростатические давления по соответствующим поверхностям S_α ; V_j^k — проекция скорости перемещения инструмента на ось и начальное приближение $\bar{\lambda}_{ij}^0$.

5. Задается или вычисляется поле температур.

6. В соответствии с методикой, данной в работе В. И. Одинокова и Е. И. Макеранца, строится линейная система алгебраических уравнений, которая решается стандартным методом [43, 56]. Результатом решения являются поле напряжений и скоростей перемещений по граням каждого элемента.

7. Вычисляется степень деформации каждого элемента с учетом истории процесса

$$e^m = e^{m-1} + e(1 - e^{m-1}),$$

$$e = \frac{1}{3} / \xi_{ii} / \Delta \tau_m,$$

где ξ — скорость деформации.

Расчетные значения нормальных напряжений

Напряжение	1	2	3	4	5	6
σ_1	0	0	0	0	0,8	-1,1
σ_2	17,2	15,9	11,9	8,8	3,1	0
—	13	14	15	16	17	18
σ_1	27,6	17,2	-25,7	-6,2	-6,7	21,2
σ_2	-32,1	-35,5	-51,5	-79,4	-132,1	-170,5
—	25	26	27	28	29	30
σ_1	4,8	-17,8	-21,6	-47,5	41,4	3,9
σ_2	-66,7	-66,2	-56,2	-58,8	-50,8	-38,9
—	37	38	39	40	41	42
σ_1	-33,8	-50,2	-3,7	42,7	-42,2	-39,1
σ_2	-102,1	-99,8	-90,5	-88,4	-73,3	-59,6
—	49	50	51	52	53	54
σ_1	49	-19,1	-52,4	-42,0	-52,2	49,4
σ_2	-143,8	-138,9	-122,2	-128,2	-125,6	-144,4
—	61	62	63	64	65	66
σ_1	-28,9	-27,3	-39,7	39,3	-73,0	-8,0
σ_2	-188,7	-180,6	-156,4	-150,8	-135,0	-119,0
—	73	74	75	76	77	78
σ_1	0,7	-74,8	8,9	13,3	4,7	-22,6
σ_2	-187,8	-194,7	-210,8	-205,9	-220,9	-246,2
—	85	86	87	88	89	90
σ_1	0	0	0	0	0	0
σ_2	-146,0	-141,4	-120,5	-86,4	-31,2	0

8. В соответствии с принятой моделью физического состояния среды рассчитываются по найденным из решения системы уравнений напряжениям и скоростям перемещений значения

$\bar{\lambda}_{ij}$ для каждого элемента.

9. На поверхности возможного контакта металла с инструментом выполняются следующие соотношения:

$$\left\{ \begin{array}{l} V_{jj/k\epsilon M}^* = V_j^* \\ \sigma_{jj/k\epsilon M}^k > 0 \end{array} \right\} \Rightarrow \sigma_{jj/k\epsilon M}^k = X_j, j = 1, 2;$$

$$[(V_j^* - V_j^k) \cos(n, j)]_{k\epsilon M} < 0 \Rightarrow V_j^k = V_j^*, j = 1, 2.$$

10. Производится сравнение значений

$$(\bar{\lambda}_{1\tau})^{n-1} \text{ и } (\lambda_{1\tau})^n;$$

в очаге деформации (1—96 — номера элементов)

7	8	9	10	11	12
-1,0 -7,9	-10,0 -16,2	-11,4 -42,1	16,9 -37,7	-2,8 -14,8	-1,9 0
19	20	21	22	23	24
60,2 -49,5	-52,9 -51,8	-11,3 -55,4	-14,6 -46,3	-29,8 -35,3	37,0 -34,6
31	32	33	34	35	36
-25,4 -83,6	-27,3 -83,0	-64,4 -84,0	34,3 -82,4	18,7 -93,7	-33,9 -108,0
43	44	45	46	47	48
-23,8 -121,9	-11,0 -118,4	26,2 -109,7	-48,6 -108,6	-41,4 -111,6	-43,7 -115,1
55	56	57	58	59	60
-11,1 -164,2	-48,5 -161,3	-41,6 -159,7	-19,7 -151,0	-33,6 -161,1	30,6 -181,5
67	68	69	70	71	72
-3,2 -198,9	-10,5 -193,2	20,8 -176,5	-125,6 -173,3	-0,6 -158,9	0,4 -142,5
79	80	81	82	83	84
-36,6 -173,7	53,3 -172,7	0 -176,6	0 -209,5	0 -242,3	0 -242,1
91	92	93	94	95	96
0 22,0	0 24,1	0 27,7	0 25,4	0 11,0	0 0

$$|(\bar{\lambda}_{1r})^{n-1} - (\bar{\lambda}_{1r})^n| \leq \delta,$$

где δ — точность решения задачи; n — номер итерации.

11. Производится шаг по времени.

12. Выполняется операция 5 до реализации условия

$$\tau = \sum_1^m \Delta \tau_m.$$

5.2.3. ДЕФОРМАЦИЯ НЕПРЕРЫВНОЛИТОГО СЛЯБА

На рис. 48 показана схема обозначений граней элементов, приведенных в табл. 13, которая характеризует величины и характер распределения нормальных напряжений в очаге деформации.

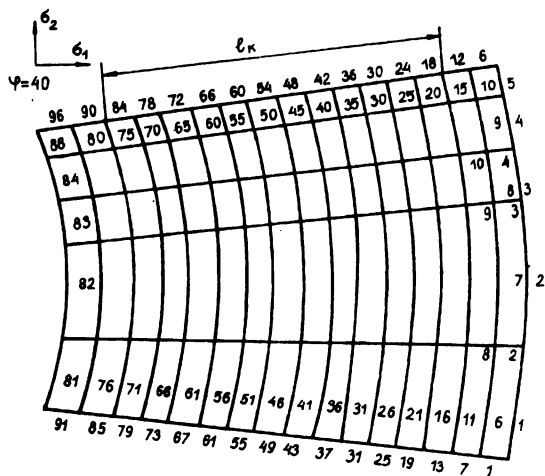


Рис. 48. Схема обозначения граней элементов

Рис. 49. Эпюры нормальных и касательных напряжений при деформации бойками сляба из стали 12X18H10T без подпора.

1 — $\varphi = 0+20^\circ$; 2 — $\varphi = 40+60^\circ$

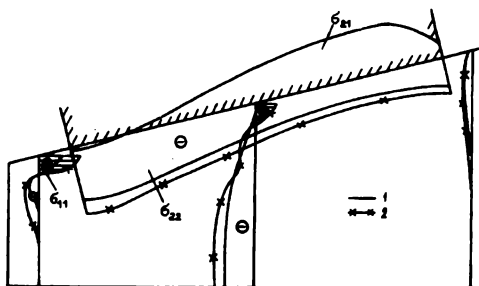
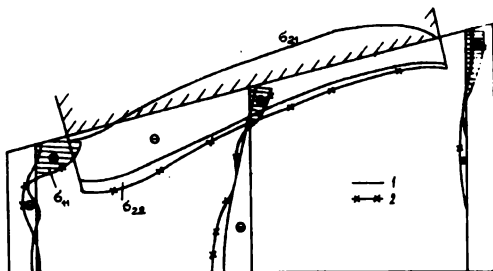
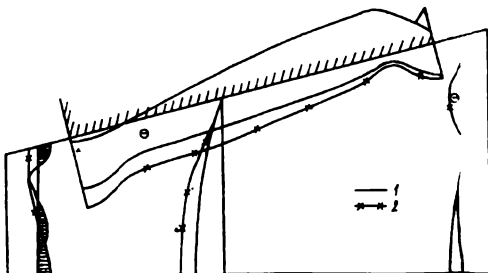


Рис. 50. Эпюры нормальных и касательных напряжений при деформации бойками сляба из стали 12X18H10T с подпором.

1 — $\varphi = 0+20^\circ$; 2 — $\varphi = 40+60^\circ$;
 $\varepsilon = 60\%$

Рис. 51. Эпюры нормальных и касательных напряжений при деформации бойками сляба из стали 12X18H10T со смазкой в зоне опережения.

1 — $\varphi = 0+20^\circ$; 2 — $\varphi = 40+60^\circ$;
 $\varepsilon = 60\%$



На рис. 49 показаны эпюры нормальных и касательных напряжений и их распределение по высоте сляба как в очаге деформации, так и во внешних зонах.

Напряжение σ_{22} изменяется как по длине, так и по высоте очага деформации и достигает максимальной величины, равной 260 МПа, в области выхода сляба из бойков. По характеру напряженного состояния наибольшие изменения проявляются в эпюре σ_{11} . При деформации сляба без подпора наибольшая величина растягивающих напряжений σ_{11} на входе равна 70 МПа, в середине очага деформации — 38 МПа, на выходе — 82 МПа (см. рис. 49). Эти результаты соответствуют углу поворота эксцентрикового вала $\varphi = 40\text{--}60^\circ$. Однако эти растягивающие напряжения не будут вызывать раскрытие дефектов как на контактной поверхности заготовок, так и в приконтактном слое, поскольку их величина значительно меньше значений сжимающих напряжений σ_{22} .

Для устранения растягивающих напряжений σ_{11} в области входа сляба в очаг деформации следует в процессе обжатия сляба бойками создавать силу подпора (рис. 50). Если величина наибольших напряжений σ_{22} при наличии подпора и без него одинакова и составляет 260 МПа, то величины σ_{11} существенно различны. При деформации сляба с подпором напряжения σ_{11} , которые при отсутствии подпора были растягивающими и равнялись 70 МПа, переходят в сжимающие и составляют 20 МПа, т. е. при этом дефекты на поверхности сляба не будут раскрываться. Однако в середине и на выходе из очага деформации напряжения σ_{11} остаются растягивающими и соответственно равными 35 и 82 МПа. Растягивающие напряжения σ_{11} на контактной поверхности также не будут способствовать раскрытию дефектов, так как они существенно ниже сжимающих $\sigma_{22} = 260$ МПа.

В процессе обжатия полосы бойками длина геометрического очага деформации по мере поворота эксцентриковых валов увеличивается, согласно следующим расчетным данным:

φ , град	0	20	40	60	80
l_k , мм	175	191	211	232	251

5.2.4. ДЕФОРМАЦИЯ СЛЯБА СО СМАЗКОЙ

Разработан способ деформации, при котором во время холодных ходов осуществляется подача смазки на раскат на участке зоны опережения, что помогает снизить износ бойков, т. е. повысить точность профилей и улучшить качество их поверхности, а также снизить энергосиловые параметры. Возможность

реализации данного способа деформации обусловлена кинематикой движения рабочих бойков, которые совершают поступательное движение по замкнутой траектории, а это позволяет управлять шероховатостью рабочей поверхности бойков по длине очага деформации. Причем на поверхность бойка на участке зоны отставания можно сделать накатку в целях улучшения условий захвата полосы бойками и дробления окалины, а поверхность бойка в зоне опережения хорошо обработать и на нее подать смазку, что существенно улучшит качество получаемых профилей. Такой способ деформации практически невозможно реализовать на известных прокатных агрегатах.

Для оценки эффективности предлагаемого способа деформации проведено математическое моделирование. Расчетная схема показана на рис. 47. Наличие смазки в зоне опережения моделировали заданием граничных условий, при которых коэффициент трения ψ был принят равным 0,1. На рис. 51 представлены эпюры нормальных и касательных напряжений, из сравнения которых с эпюрами напряжений (см. рис. 49) следует, что изменения наблюдаются только в эпюрах нормальных и касательных напряжений в зоне опережения и в области выхода полосы из бойков. Например, растягивающие напряжения σ_{11} в приконтактном слое сляба на выходе из бойков снизились с 82 МПа (деформация без смазки) до 25 МПа, т. е. более чем в 3 раза.

Таким образом, деформация заготовки бойками с подачей смазки в зону опережения будет способствовать улучшению качества поверхности профилей и точности их размеров, а также за счет снижения растягивающих напряжений — предотвращению раскрытия поверхностных дефектов, что в совокупности приведет к существенному повышению качества получаемых на агрегате циклической деформации профилей.

Таким образом, использование установки циклической деформации в составе литейно-прокатного модуля позволяет улучшить качество непрерывнолитых заготовок за счет интенсивной проработки центральной зоны крупных непрерывнолитых слитков, получения мелкозернистой структуры металла и исключения структурной неоднородности, а также наличия высоких сжимающих напряжений на контактной поверхности, при которых дефекты литейной природы не раскрываются, несплошности и поры в приконтактном слое завариваются, а новые дефекты не образуются.

5.3. ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА ПОПЕРЕЧНОЙ ДЕФОРМАЦИИ ЗАГОТОВОК КРУГЛОГО СЕЧЕНИЯ

Разработан способ поперечной деформации непрерывной полосы и устройство для его реализации.

Способ поперечной деформации, т. е. циклическое обжатие

двумя бойками заготовки по высоте с одновременным сдвигом в поперечном направлении, позволяет получать профили круглого сечения, создавая при этом мгновенный очаг деформации. С учетом разупрочнения металла между циклами обжатий это приводит к существенному снижению сил деформации. Предлагаемый способ циклической деформации также эффективен в линии МНЛЗ для обжатия непрерывнолитых слябов, так как при этом исключаются силовые воздействия со стороны установки на кристаллизатор. Способ позволяет получать листовые заготовки, используя тепло литого металла. С его помощью можно получать отдельные детали (крупные валы, валки и т. п.).

Предложенный в работе способ поперечной деформации заготовок круглого сечения двумя бойками позволяет существенно снизить силы деформации за счет создания мгновенного очага деформации и разупрочнения металла между циклами обжатий, а также исключить операцию кантовки круглой заготовки, что способствует снижению энергоемкости технологического процесса и получению круглых профилей высокого качества. Известно, что при получении крупных профилей круглого сечения из непрерывнолитых заготовок возникает необходимость оценки степени проработки литой структуры металла по всему сечению заготовки.

В связи с этим целью теоретического исследования процесса циклической деформации круглой заготовки является определение напряженно-деформированного состояния металла в очаге деформации. Это необходимо знать для того, чтобы обоснованно выбрать параметры технологического процесса и конструктивные параметры агрегата в целях снижения расхода энергии и металлоемкости агрегата поперечной деформации, улучшения качества круглых профилей, особенно из непрерывнолитого металла. Кроме того, знание характера распределения нормальных напряжений по ширине очага деформации позволит сформулировать условие поворота круглой заготовки в период обжатия, т. е. найти соотношение величины единичного обжатия и диаметра круглой заготовки, обеспечивающее ее поворот за каждый цикл обжатия.

5.3.1. ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

Процесс поперечной деформации круглой заготовки с определенным допущением можно принять как процесс обжатия с одновременным поворотом заготовки в плоскости бойков, без учета имеющей место вытяжки. На рис. 52 показаны два момента процесса: начальный момент касания бойков с заготовкой и промежуточная фаза деформирования, когда эксцентрики повернулись на угол α . Величина обжатия одним бойком Δh

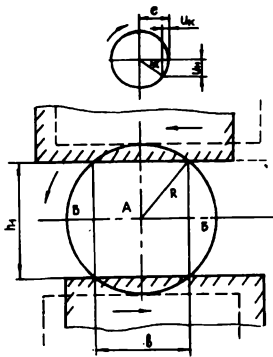


Рис. 52. Схема процесса поперечной деформации

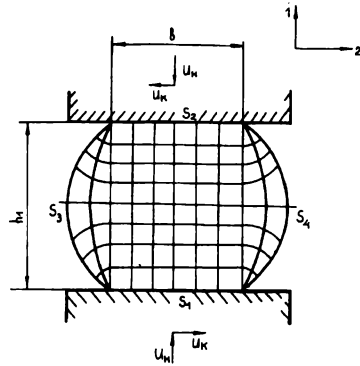


Рис. 53. Расчетная схема процесса поперечной деформации

равна перемещению $U_n = e \sin \alpha$, где e — величина эксцентриситета эксцентрикового вала. Полученная к моменту времени τ (при повороте эксцентрика на угол α) область может быть разделена на центральную зону А и боковые зоны Б.

$$\text{Ширина зоны А } b = 2\sqrt{R^2 - \frac{h_1^2}{4}} = \sqrt{R^2 - (R - e \sin \alpha)^2}$$

При рассмотренных условиях процесса деформации круглой полосы и принятых допущениях можно описать этот процесс следующей математической моделью.

Решается плоская задача об одновременных осадке и кручении круглой заготовки (рис. 53). В фиксированный момент времени τ в области деформирования выполняются условия, описываемые системой уравнений [55]

$$\begin{aligned} \sigma_{ijj} &= 0; \\ \sigma_{ij} - \sigma \delta_{ij} &= 2\lambda e_{ij}; \\ \varepsilon_{ii} &= 3C \cdot \sigma, \end{aligned}$$

где

$$C = \begin{cases} \text{К} - \text{упруго - пластическая среда} \\ \text{О} - \text{пластическая среда} \end{cases}$$

$$\begin{aligned} e_{ij} &= \varepsilon_{ij} - \frac{1}{3} \varepsilon \cdot \delta_{ij}; \quad \varepsilon = \varepsilon_{ij}; \\ \varepsilon_{ij} &= 0,5 (U_{i,j} + U_{j,i}); \quad \lambda = T/\Gamma; \\ \Gamma &= (2e_{ij} \cdot e_{ij})^{0,5}; \\ \delta_{ij} &= \begin{cases} 1, & i = j; \\ 0, & i \neq j; \end{cases} \end{aligned} \quad (23)$$

$$T = G \cdot \Gamma \text{ при } T < \tau_s,$$

$$T = \varphi(\Gamma, H) \text{ при } T \geq \tau_s, \quad i, j = 1, 2,$$

где Γ — интенсивность деформации сдвига; G — модуль сдвига; τ_s — предел текучести при сдвиге; k — коэффициент объемного сжатия.

Как видно из системы уравнений (23), для решения задачи используем теорию малых упруго-пластических деформаций, массовыми и инерционными силами пренебрегаем.

Использование теории малых упруго-пластических деформаций позволит найти границу между пластической и упругой зонами заготовки, т. е. оценить степень проработки круглой заготовки по всему сечению.

Для решения задачи используем разностный метод и разработанную на его базе общую численную схему решения плоских упруго-пластических задач [43, 56].

В нашем случае область деформирования (см. рис. 53) разбивается на ортогональные элементы: в центральной зоне области — это прямоугольные элементы, в боковых зонах — элементы, описываемые биполярной системой координат.

Граничные условия задачи (см. рис. 53):

$$\sigma_{2/k\epsilon S_i}^k = \sigma_{21/k\epsilon S_i}^k = 0; \quad i = 3, 4;$$

$$U_{1/k\epsilon S_1}^k = U_n; \quad U_{1/k\epsilon S_2}^k = -U_n.$$

На контактных поверхностях S_1 и S_2 сила трения равна

$$\sigma_{12/k\epsilon S_i}^k = -\Psi \tau_s \cdot \frac{V_{ck}^k}{V} \cos(n, 1), \quad i = 1, 2;$$

$$V_{ck}^k = V_m - V_n,$$

где V_{ck}^k — скорость скольжения деформируемого металла относительно инструмента на контактной поверхности; n — нормаль к контактной поверхности; Ψ — коэффициент трения; V_n — скорость инструмента; V — скорость вращения эксцентрикового вала.

На контактных поверхностях S_1 и S_2 предусмотрено автоматическое изменение граничных условий в процессе решения задачи:

на поверхности S_1 при $U_1 < U_n \Rightarrow U_1 = U_n$,

$$\text{при } \left. \begin{array}{l} U_1 = U_n \\ \sigma_{11} > 0 \end{array} \right\} \Rightarrow \sigma_{11} = 0;$$

на поверхности S_2 при $U_1 \geq U_n \Rightarrow U_1 = U_n$,

$$\text{при } \left. \begin{array}{l} U_1 = U_n \\ \sigma_{11} > 0 \end{array} \right\} \Rightarrow \sigma_{11} = 0.$$

При решении задачи использована модель вязкой нелинейно-упрочняющейся среды (22).

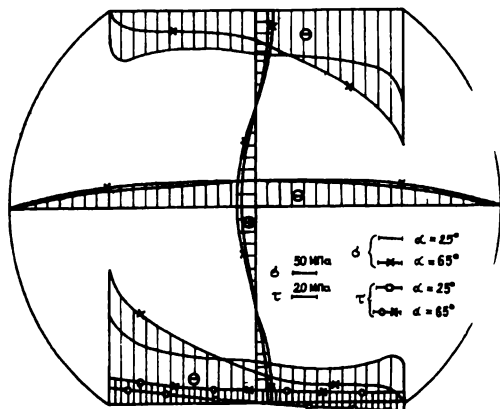


Рис. 54. Эпюры напряжений при поперечной деформации

Процесс деформации за один цикл был разбит на ряд стадий в соответствии с положением бойка при углах поворота α эксцентрикового вала 25, 35, 65, 80°. На каждой стадии рассматривалось перемещение инструмента при $\beta = 10^\circ$, причем

проекции этого перемещения на оси 1, 2 определяли соответственно перемещения U_H и U_K . Для этого же перемещения ($\beta = 10^\circ$) определялось и время шага при частоте вращения эксцентрикового вала $n = 100$ об/мин.

При решении задачи учитывалась история процесса по методике В. И. Одинокова [55].

5.3.2. РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТА

На рис. 54 и 55 приведены эпюры напряжений и перемещений при разных положениях бойков (при разных углах α). Причем эпюры для разных углов α построены на одних и тех же базах для удобства сравнения результатов. Эпюры при $\alpha = 45^\circ$ не показаны, они занимают промежуточное положение по отношению к эпюрам при $\alpha = 25^\circ$ и $\alpha = 65^\circ$.

Наибольшие напряжения возникают на участках контактной поверхности, где круглая заготовка при повороте против часовой стрелки как бы «накатывает» на инструмент (см. рис. 54). По мере поворота заготовки напряжение на участке предполагаемого отхода металла от бойка уменьшается.

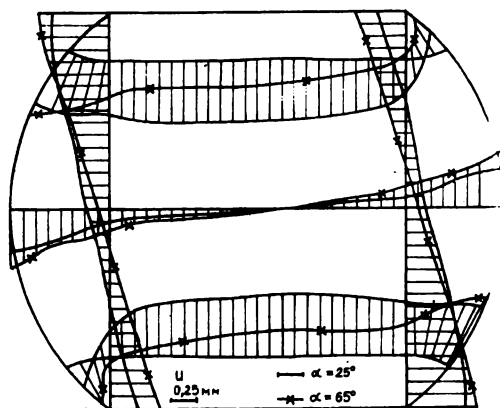


Рис. 55. Эпюры перемещений при поперечной деформации

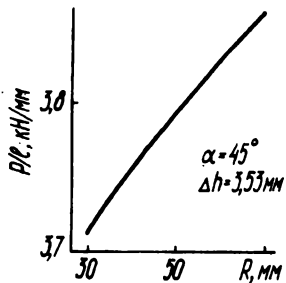


Рис. 56. Зависимость параметра P/l от радиуса заготовки

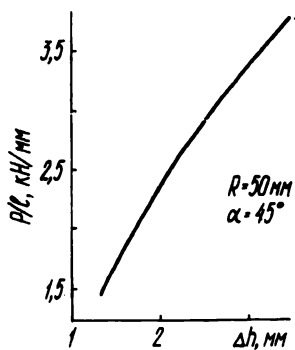
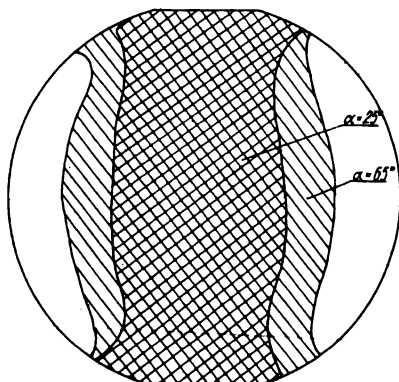


Рис. 57. Зависимость параметра P/l от величины единичного обжатия

Рис. 58. Развитие зон пластических деформаций



На рис. 56 и 57 приведены расчетные графики зависимости параметра P/l (P — сила деформации, l — длина геометрического очага деформации) от размера заготовки и величины единичного обжатия.

На рис. 58 для заготовки с радиусом $R = 50$ мм показаны зоны упругих и пластических деформаций. Уже при $\alpha = 25^\circ$ вся центральная зона заготовки пластически деформируется. По мере обжатия заготовки эти зоны распространяются и на периферийные участки. В результате при повороте заготовки на угол 360° (за несколько единичных обжатий) все поперечное сечение заготовки будет охвачено развитой пластической деформацией. Полученные результаты имеют важное значение для практики, поскольку позволяют оценить степень проработки осевой зоны непрерывнолитой круглой заготовки.

Глава 6

ДВУХУРОВНЕВАЯ ОПТИМИЗАЦИЯ ПАРАМЕТРОВ АГРЕГАТА ЦИКЛИЧЕСКОЙ ДЕФОРМАЦИИ

Одно из важнейших и перспективных направлений развития прокатного производства — создание литейно-прокатных комплексов, включающих в свой состав машины непрерывного литья заготовок и агрегаты для деформации непрерывнолитых заготовок с высокими обжатиями. Создание таких комплексов позволит сократить производственные площади, удельные капитальные и эксплуатационные расходы, существенно снизить расход металла, энергии, топлива, повысить производительность труда [1, 9, 22, 30, 53, 72, 73, 84, 96]. Кроме того, в черновых группах клетей непрерывных станов при переводе их на работу с непрерывнолитой заготовкой все больше будут применяться агрегаты для деформации заготовок с высокими обжатиями, что позволяет снизить количество клетей и сократить производственные площади.

Однако в настоящее время расход металла непрерывнолитых заготовок остается довольно высоким. Это связано с тем, что для продольного разделения непрерывнолитых слябов на листовые или сортовые заготовки используется газовая резка [71]. Поверхностные слои толщиной до 15 мм с дефектами непрерывнолитых слябов из нержавеющей стали удаляются механическим путем. Непрерывнолитые заготовки имеют наружные и внутренние дефекты, в осевой зоне заготовки образуются ликвация, пористость, раковины [76, 77, 79, 82, 105].

С другой стороны, современные прокатные станы не позволяют совместить процессы непрерывной разливки и прокатки, т. е. создать непрерывные литейно-прокатные комплексы [84]. В связи с тем, что в настоящее время для деформации непрерывнолитых заготовок (а также в составе черновых групп непрерывных станов) все более широкое применение находят различные конструкции ковочных агрегатов, весьма актуальным является создание новых агрегатов и исследование процессов циклической деформации бойками непрерывнолитых заготовок в целях разработки рациональных режимов и конструкций агрегатов для их реализации [1, 9, 30, 53, 73, 84].

Таким образом, ведущиеся в мире работы по созданию агрегатов с высокими обжатиями связаны с возрастающими тре-

бованиями к качеству проката, появлением совмещенных процессов непрерывного литья и прокатки, необходимостью пластической обработки малопластичных и труднодеформируемых сталей и сплавов [84].

Следует отметить, что при переводе прокатных комплексов на работу с непрерывнолитой заготовкой и использовании при этом кассеты в клети прокатного стана существенно повышаются технические преимущества процесса циклической деформации, которые позволяют сократить количество клетей, использовать тепло литого металла и улучшить качество профилей.

6.1. ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА ЦИКЛИЧЕСКОЙ ДЕФОРМАЦИИ НЕПРЕРЫВНОЛИТЫХ ЗАГОТОВОК

6.1.1. ТЕХНИЧЕСКАЯ ХАРАКТЕРИСТИКА АГРЕГАТА ЦИКЛИЧЕСКОЙ ДЕФОРМАЦИИ СИЛОЙ 3500 кН ОМУТНИНСКОГО МЕТАЛЛУРГИЧЕСКОГО ЗАВОДА (ОМЗ)

Агрегат циклической деформации (АЦД) силой 3500 кН изготовлен АО «Уралмаш» и установлен на ОМЗ. Он состоит из рабочей клети и синхронизирующего редуктора с общей массой 15 т. Максимальная сила, воспринимаемая бойками, равна: 1) при деформации металла верхним и нижним бойками — 3500 кН; 2) при четырехбойковой схеме деформации — верхний и нижний бойки до 2500 кН, боковые бойки до 1000 кН. Максимальный крутящий момент, воспринимаемый одним эксцентриковым валом, — 15 кН·м. Максимальное сечение заготовки — $120 \times 150 \text{ мм}^2$. Скорость подачи заготовки в бойки — 2 м/мин. Степень деформации за один проход — 70—80%. В 1990 г. проведена реконструкция АЦД, при которой вместо электродвигателя мощностью 350 кВт установлен электродвигатель постоянного тока мощностью 800 кВт с регулируемой угловой скоростью вала от 0 до 300 об/мин и крутящим моментом на валу 60 кН·м. Это позволило создать опытный участок на ОМЗ для получения ряда профилей простой и сложной формы.

6.1.2. ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА ДЕФОРМАЦИИ НЕПРЕРЫВНОЛИТЫХ ЗАГОТОВОК

В связи с предстоящим переводом ряда прокатных комплексов на работу с непрерывнолитой заготовкой представляют практический интерес разработка технологии и выбор оборудования для получения широкого сортамента профилей из непрерывнолитого металла. Это связано с тем, что существующая

технология прокатки непрерывнолитых заготовок в ряде случаев повышает энергоемкость технологического процесса, поскольку не позволяет использовать тепло литого металла, ведет к большим потерям дорогостоящей стали и не обеспечивает получение профилей высокого качества, поскольку отсутствует интенсивная проработка литой структуры металла. В связи с этим на АЦД проведено исследование процесса деформации полос сечением $20-30 \times 45-70$ мм², вырезанных из непрерывнолитых слябов 200×1000 мм², с замером энергосиловых параметров. Вытяжка за один проход составляла $\lambda = 2,2-2,5$, уширение — $12-15$ мм, степень деформации — $57-69\%$. Средняя удельная сила деформации — $262-318$ МПа.

Проведено исследование нового способа деформации, при котором в процессе обжата на хорошо обработанные поверхности бойков в зоне опережения подавали смазку (минеральное масло), и это позволило улучшить качество поверхности получаемых профилей из нержавеющей стали.

На основании результатов деформации и проведенного металлографического исследования предложена технология обжата бойками агрегата непрерывнолитых заготовок, в частности и из нержавеющей стали, без предварительной сплошной зачистки, с использованием тепла литого металла, в узком температурном интервале, со степенью деформации за один проход $60-80\%$ и со скоростью входа заготовки в бойки 2 м/мин.

С учетом изложенного использование агрегата циклической деформации в составе литейно-прокатного модуля позволит улучшить качество профилей за счет:

- 1) интенсивной проработки центральной зоны крупных непрерывнолитых заготовок, получения мелкозернистой структуры металла и исключений химической и структурной неоднородности литого металла;

- 2) наличия сжимающих напряжений на контактной поверхности, при которых дефекты литейной природы не раскрываются, несплошности и поры на глубине до 20 мм завариваются, а новые дефекты не образуются;

- 3) высокой устойчивости раската в процессе деформации и наличия калибрующих участков;

- 4) кинематики рабочих бойков, которая позволяет управлять шероховатостью их рабочей поверхности по длине очага деформации.

6.1.3. ИССЛЕДОВАНИЕ СПОСОБА ПОЛУЧЕНИЯ ДУТАВРОВЫХ ПРОФИЛЕЙ

Разработан способ получения двутавровых профилей за один проход и в одной клетке, реализуемый на АЦД. Формирование двутавра осуществляется четырьмя бойками, образующими при

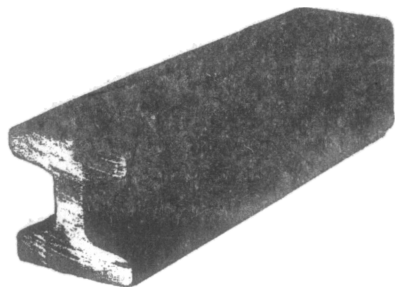


Рис. 59. Двутаавровый профиль

нему сжатию, и в узком температурном интервале формировать двутаавр.

Предлагаемый способ реализован на агрегате циклической деформации ОМЗ (рис. 59). Двутаавровый профиль из стали У7 получен из заготовки сечением $55 \times 55 \text{ мм}^2$ за один проход. При оценке качества полученного двутаавра установлено, что по сравнению с исходной заготовкой твердость металла увеличилась на 8—15%, размер зерна был 5—6 баллов, а стал 9—10 баллов, и кроме того, получена поверхность двутаавра без дефектов и хорошего качества.

С учетом изложенного целесообразно АЦД использовать в составе литейно-прокатного модуля для получения двутаавровых заготовок из непрерывнолитых слябов для чистой универсальной клети.

Создание такого модуля позволит:

1) улучшить качество двутаавровых профилей за счет интенсивной проработки литого металла и получения мелкозернистой структуры, что предотвращает образование поверхностных дефектов при последующей прокатке, а также благодаря сжимающим напряжениям на контактной поверхности, при которых трещины литейной природы не раскрываются, а дефекты в приконтактном слое завариваются;

2) снизить энергоемкость технологического процесса путем использования тепла литого металла;

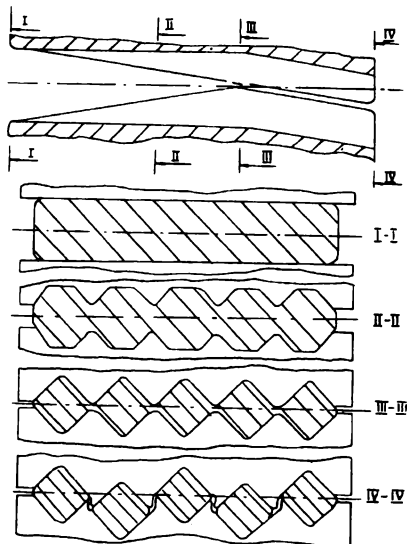
3) существенно уменьшить металлоемкость оборудования балочного комплекса.

Создание такого литейно-прокатного модуля значительно упрощается при применении четырехбойковой кассеты, которая в целях совмещения процессов непрерывной разливки стали и прокатки может быть установлена в одну из клеток балочного комплекса для получения из сляба двутаавровой заготовки.

6.1.4. ИССЛЕДОВАНИЕ СПОСОБА ПРОДОЛЬНОГО РАЗДЕЛЕНИЯ

Разработан способ продольного разделения (многоручьевой деформации), при котором разделение сляба осуществляется

Рис. 60. Схема продольного разделения непрерывного сляба на пять заготовок



двумя калиброванными бойками, формирующими циклически с небольшими обжатиями сортовые заготовки, соединенные перемычками, с последующим разрушением перемычек на выходе из калибра путем взаимного сдвига сортовых заготовок [4]. Предлагаемый способ реализован на АЦД (рис. 60).

Данный способ продольного разделения позволит улучшить качество сортовых заготовок из непрерывнолитого металла за счет сжимающих напряжений на контактной поверхности, при которых дефекты литой природы не раскрываются; интенсивной проработки литого металла по сечению сортовой заготовки; высокой устойчивости сляба в процессе разделения. Этот способ также поможет снизить энергоемкость технологического процесса за счет использования тепла литого металла.

6.1.5. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА ЦИКЛИЧЕСКОЙ ДЕФОРМАЦИИ

Для оценки результатов теоретического исследования на АЦД проведено обжатие темплетов сечением $30 \times 70 \text{ мм}^2$, вырезанных из непрерывнолитого сляба сечением $200 \times 1000 \text{ мм}^2$ из нержавеющей стали марки 12Х18Н10Т. В экспериментах темплеты деформировались со степенью деформации за один проход $\epsilon = 50\text{—}70\%$. Температура начала деформации была выбрана 1150°C . Для оценки изменения структуры непрерывнолитого металла и дефектов на поверхности и в приконтактном слое темплета до и после деформации металла проводились металлографические исследования.

Структура непрерывнолитого сляба определяется технологией. В процессе прохождения непрерывнолитого сляба через кристаллизатор происходит интенсивная теплоотдача (главным образом с поверхности сляба). Такое охлаждение металла приводит к образованию тонкого поверхностного слоя мелких равноосных кристаллов. По мере продвижения в глубь слитка об-

разуются столбчатые кристаллы на глубину 10—15 мм. В средней части слитка появляются крупные равноосные кристаллы. Как показало исследование, структура непрерывнолитого металла благоприятна для дальнейшей пластической деформации. Однако были обнаружены дефекты, характерные для непрерывнолитых заготовок, в виде шлаковых включений на поверхности, холодных и горячих трещин, подповерхностных пустот и пор.

Металлографическое исследование недокатов показало, что в процессе горячей деформации бойками в поверхностном слое нержавеющей стали происходят значительные изменения. Поры и несплошности, образующиеся в результате кристаллизации в поверхностном слое на глубине не более 15—20 мм, при деформации завариваются полностью. След от заваренной поры имеет вид, подобный межзеренной границе. Он окружен вытянутыми вдоль направления деформации неметаллическими включениями. Условием для полной завариваемости поры является ее герметичность, поэтому подповерхностные поры завариваются полностью в процессе деформации.

В темплетях после циклической деформации уменьшился средний размер зерна до 8—10 баллов и увеличилась его равномерность. Кроме того, поверхностная зона темплета, ранее состоящая из слоя мелких равноосных и слоя столбчатых кристаллов, после деформации и рекристаллизации превратилась в зону примерно равноосных кристаллов, причем размер зерна увеличивается к центру темплета. Такую ориентировку размеров зерен можно объяснить неравномерностью степени деформации по сечению темплета.

Металлографические исследования непрерывнолитого металла заготовок из стали 12Х18Н9Т позволили оценить изменение литой структуры по мере деформации заготовки бойками АЦД.

Исследовано изменение макроструктуры заготовки из стали 12Х18Н9Т по мере увеличения степени обжатия: изменение положения столбчатых кристаллов указывает на неравномерность деформации по сечению заготовки. Однако процессы, протекающие при деформации, устраняют структурную неоднородность, на что указывает макроструктура той части заготовки, которая подверглась максимальному обжатию.

Проведенное исследование позволяет сделать вывод о том, что непрерывнолитой сляб нержавеющей стали целесообразно подвергать деформации непосредственно после МНЛЗ, используя тепло литого металла, без предварительной сплошной зачистки. При этом формируется удовлетворительная структура поверхностной зоны сляба, а поры и несплошности приконтактного слоя завариваются.

6.2. ДВУХУРОВНЕВАЯ ОПТИМИЗАЦИЯ ПАРАМЕТРОВ АЦД

На стадии проектирования АЦД необходимо обоснованно выбрать схему компоновки линии привода и конструктивные параметры, параметры очага деформации и мощность электродвигателя, обеспечивающие выполнение заданной производительности, снижение энергоемкости и динамической нагруженности, получение профилей высокого качества, а также минимальную стоимость агрегата. При этом особенно важно найти наилучшее сочетание параметров технологического процесса и привода в целях минимизации динамических нагрузок, которые особенно при высоких скоростях циклической деформации снижают срок службы несущих элементов и ухудшают качество металлоизделий. Это связано с тем, что работа привода АЦД характеризуется мгновенным приложением периодической нагрузки, максимальная величина которой определяется параметрами очага деформации, а частота приложений нагрузки — скоростью вращения эксцентриковых валов. Поэтому величина динамических нагрузок будет определяться как временем переходного процесса (интенсивностью нарастания нагрузки до наибольшей величины), так и соотношением частот собственных колебаний механической системы главной линии и вынуждающей силы. Таким образом, задача заключается в том, чтобы определить конструктивно реализуемые параметры линии привода и очага деформации, для того чтобы снизить уровень динамических нагрузок и амплитуд колебаний рабочего инструмента.

Для решения этой задачи целесообразно использовать алгоритм двухуровневой оптимизации, который, как показано выше, в совокупности с пакетом прикладных программ и статистическими данными о технологических и энергосиловых показателях обеспечивает комплексный подход к определению оптимальных параметров прокатного агрегата с учетом противоречивости критериев оптимизации.

6.2.1. ВЫБОР КРИТЕРИЕВ ОПТИМИЗАЦИИ

При выборе критериев оптимизации АЦД следует учитывать особенности его работы в составе литейно-прокатного модуля. В этом случае к технологическому процессу предъявляется ряд технических требований, таких как выполнение заданной производительности, максимальное использование тепла литого металла, создание благоприятных условий для заличивания дефектов и интенсивной проработки литой структуры по всему сечению заготовки, возможность увеличения сечения непрерывнолитой заготовки и расширения сортамента получаемых профилей.

Таким образом, выбор оптимальных технологических параметров процесса циклической деформации определяется следующими показателями: производительностью, энергоемкостью, металлоемкостью, нагруженностью, качеством профилей. Все это усложняет решение задачи оптимизации. Учитывая актуальность экономии материально-энергетических ресурсов, в качестве целевой функции при решении задачи оптимизации параметров АЦД на верхнем уровне целесообразно принять энергоемкость технологического процесса Θ , а на другие показатели наложить ограничения.

Как отмечалось выше, при интенсификации режимов циклической деформации возрастают уровень динамической нагруженности несущих элементов главной линии агрегата и взаимная связь процессов, происходящих в очаге деформации и линии привода. Таким образом, динамические параметры привода, схема его компоновки и конструктивные параметры, параметры очага деформации в совокупности определяют динамическую нагруженность элементов агрегата, в частности зубчатых передач, и качество профилей. Кроме того, в прокатных агрегатах периодического действия наблюдается большое количество поломок несущих элементов привода, основной причиной которых являются динамические нагрузки. При высоких скоростях циклической деформации возникают также интенсивные вибрации рабочего инструмента, которые способствуют ухудшению качества металлоизделий.

Значит, в качестве критерия оптимизации (второй уровень) АЦД целесообразно использовать динамическую нагруженность, поскольку снижение данного показателя позволит повысить долговечность несущих звеньев, а также улучшить качество профилей.

Поэтому в качестве целевой функции нужно принять максимальную амплитуду динамического момента

$$F = M^2 .$$

Однако привод агрегата циклической деформации включает зубчатые передачи, т. е. является многомассовой системой, что усложняет задачу оптимизации. Это связано с тем, что для повышения долговечности деталей главной линии необходимо при решении задачи оптимизации снизить динамические нагрузки во всех или наиболее слабых ее звеньях, значит, использовать следующую целевую функцию:

$$F(\bar{X}) = \sum_{i=1}^n M_i^2 + \sum_{j=1}^{n-1} k (M_j^2 - M_{j+1}^2)^2 ,$$

где k — коэффициент штрафа; n — число упругих связей в расчетной схеме главной линии агрегата.

В качестве варьируемых параметров целесообразно исполь-

зовать жесткости упругих связей C_i , моменты инерции сосредоточенных масс и время нарастания крутящего момента до максимальной величины t_n .

6.2.2. ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ ОПТИМИЗАЦИИ

Задача двухуровневой оптимизации агрегата циклической деформации может быть сформулирована следующим образом

1. *Верхний уровень*

Минимизировать $\bar{\mathcal{E}}(\bar{X})$

$$\bar{X} = [\Delta h, w] \quad (24)$$

при ограничениях

$$\begin{aligned} \Pi &\geq \Pi_3; \Delta h^{(1)} \leq \Delta h \leq \Delta h^{(2)}; \alpha \leq [\alpha]; \\ H/B &\leq [H/B]; w^{(1)} \leq w \leq w^{(2)}; \varepsilon^{(1)} \leq \varepsilon \leq \varepsilon^{(2)}; \end{aligned} \quad (25)$$

$$P \leq [P]; M \leq [M]; C^k \geq [C^k]; \beta \neq P;$$

$$T_m^{(1)} \leq T_m \leq T_m^{(2)}; M_{\max}/M_{\text{ном}} \leq k_{\text{п}}; M_{\text{кв}} \leq M_{\text{ном}},$$

где $\bar{\mathcal{E}}$ — энергоемкость процесса циклической деформации; Δh — единичное обжатие; w — угловая скорость эксцентриковых валов; Π — производительность АЦД; α — угол захвата; H, B — соответственно высота и ширина полосы; P — сила деформации; M — крутящий момент; ε — степень деформации; T_m — температура металла; C^k — жесткость клетки и системы привода бойков; β — частота собственных колебаний системы; P — частота вынуждающей силы; $M_{\text{ном}}$ — номинальный момент электродвигателя; $k_{\text{п}}$ — коэффициент перегрузки; $M_{\text{кв}}$ — среднеквадратичный момент.

2. *Второй уровень*

Минимизировать

$$F(\bar{X}) = \sum_{i=1}^n M_i^2 + \sum_{j=1}^{n-1} k (M_j^2 - M_{j+1}^2)^2; \quad (26)$$

$$\bar{X} = [C, I, t_n]$$

при параметрических ограничениях

$$C_i^{(1)} \leq C_i \leq C_i^{(2)}; I_i^{(1)} \leq I_i \leq I_i^{(2)}, \quad (27)$$

где M^2 — максимальная амплитуда динамического момента крутильных колебаний; k — коэффициент штрафа; C_i — жесткость упругой связи; I_i — момент инерции сосредоточенной массы; t_n — время нарастания момента до максимальной величины.

Решение задач двухуровневой оптимизации параметров АЦД осуществляется с помощью математической модели, включающей математические модели очага циклической деформации и линии привода.

6.3. МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ОЧАГА ДЕФОРМАЦИИ

6.3.1. КИНЕМАТИКА ПРОЦЕССА ЦИКЛИЧЕСКОЙ ДЕФОРМАЦИИ

В период циклической деформации заготовка обжимается бойками на величину единичного обжатия Δh и одновременно продвигается на величину ΔS (рис. 61):

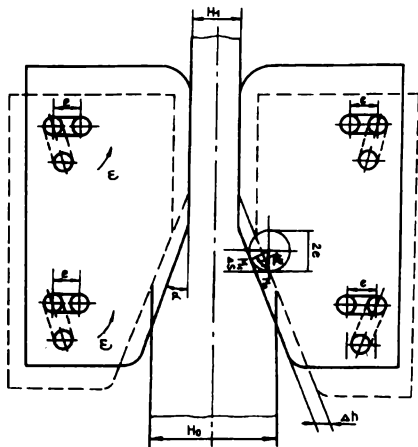


Рис. 61. Схема обжатия полосы верхним и нижним бойками

$$\Delta h = 2e(1 - \cos \varphi), \quad (28)$$

$$\Delta S = e \sin \varphi, \quad (29)$$

где e — величина эксцентриситета эксцентрикового вала; φ — угол поворота эксцентрикового вала, на котором происходит обжатие заготовки.

Следует отметить, что зависимость (29) справедлива в случае работы агрегата в режиме самоподачи. Однако во время холостого хода заготовка может подаваться в бойки рольгангом или задающим устройством. При этом величина принудительной подачи заготовки

$$\Delta S_n = 0,5 \Delta h \cdot \operatorname{ctg} \alpha - \Delta S. \quad (30)$$

В результате величина максимальной подачи заготовки за один оборот эксцентрикового вала

$$S = 0,5 \Delta h \operatorname{ctg} \alpha = e \operatorname{ctg} \alpha, \quad (31)$$

где α — угол наклона рабочей поверхности бойка.

Время одного цикла работы агрегата $t_{ц} = \frac{60}{n}$, где n — частота вращения эксцентрического вала.

Время обжатия заготовки бойками

$$t_{м} = \frac{t_{ц} \cdot \varphi}{2\pi}. \quad (32)$$

Отсюда время холостого хода

$$t_{х} = \frac{60}{n} \left(1 - \frac{\varphi}{2\pi}\right). \quad (33)$$

Используя зависимости (29), (30) и (33), можно определить скорость подачи заготовки в бойки:

$$V_n = \Delta S_n / t_x = \frac{n \cdot e (\operatorname{ctg} \alpha - \sin \beta)}{60 (1 - \varphi/2 \pi)}. \quad (34)$$

6.3.2. СИЛОВЫЕ ПАРАМЕТРЫ

Средняя удельная сила деформации

$$P_c = \sigma_s \cdot n_\sigma, \quad (35)$$

где σ_s — сопротивление металла деформации; n_σ — коэффициент напряженного состояния.

Сопротивление металла деформации определяется методом термомеханических коэффициентов

$$\sigma_s = \sigma_0 K_{TM} K_H K_\varepsilon,$$

где σ_0 — базисное сопротивление деформации, определяемое для данной марки стали при $T_m = 1000^\circ\text{C}$, $\varepsilon = 10\%$, $U = 10$ л/с.

Для определения коэффициента напряженного состояния проведено экспериментальное исследование силовых параметров на УЦД опытного завода УралНИИчермета. В процессе исследования тензометрическим методом замерялись сила деформации P и крутящий момент $M_{кр}$. Коэффициент напряженного состояния n_σ определялся расчетным путем по формуле

$$n_\sigma = P_c / \sigma_s,$$

где $P_c = P/F$.

При определении n_σ в качестве независимых параметров использовались следующие: l/H_c , B_c/l , S/H_1 , где l — длина геометрического очага деформации; H_c — средняя высота очага деформации; B_c — средняя ширина очага деформации; S — подача; H_1 — высота полосы после обжатия бойками.

Фиксированными параметрами были марка стали (сталь 3), температура начала деформации заготовки $T_m = 1050^\circ\text{C}$, частота вращения эксцентриковых валов $n = 60$ об/мин, величина единичного обжатия $\Delta h = 5$ мм.

Полученные массивы экспериментальных данных обработаны методом регрессионного и корреляционного анализов. В результате была получена зависимость для расчета коэффициента напряженного состояния процесса циклической деформации.

Уравнение регрессии получено в виде

$$n_\sigma = 0,7 + 0,24l/H_c + 0,17 B_c/l + 0,18S/H_1. \quad (36)$$

Коэффициент множественной корреляции $R = 0,98$.

В процессе экспериментального исследования важно было

оценить влияние подачи заготовки на силовые параметры процесса циклической деформации. Установлено, что с увеличением подачи (параметра S/H_1), которая изменялась в диапазоне $0,4 \leq S/H_1 \leq 1,33$, сила деформации и крутящий момент возрастают. Это объясняется тем, что с возрастанием параметра S/H_1 увеличиваются контактная площадь очага деформации под калибрующим участком бойка, величина единичного обжатия Δh и коэффициент напряженного состояния n_σ .

В связи с этим для определения величины контактной площади очага циклической деформации может быть использована зависимость

$$F_k = \frac{(H_0 - H_1)(B_0 - B_1) / 2 + B_1 S}{2 \operatorname{tg} \alpha} . \quad (37)$$

Из анализа экспериментальных осциллограмм процесса циклической деформации следует, что характер кривой силы и крутящего момента близок по форме к половине синусоиды с максимумом, расположенным в области сведенного положения рабочих бойков. Также установлено, что положения максимума крутящего момента на валах и силы деформации по углу поворота эксцентриковых валов практически совпадают. Однако положение максимума силы деформации и крутящего момента по углу поворота эксцентриковых валов φ относительно их мертвого положения (бойки в максимально сведенном положении) не является постоянным, а изменяется в диапазоне $\varphi = 0-20^\circ$.

Для разработки математической модели очага циклической деформации рассмотрим изменение силы в зависимости от угла поворота эксцентрикового вала.

Сила деформации

$$P(\varphi) = P_c B_c l(\varphi) , \quad (38)$$

где B_c — средняя ширина очага деформации; $l(\varphi)$ — длина геометрического очага деформации; φ — угол поворота эксцентрикового вала за период обжатия заготовки бойками.

Из геометрических соображений (см. рис. 61) с учетом зависимости $\Delta h = 2e(1 - \cos \varphi)$ можно записать, что

$$l(\varphi) = \frac{0,5(H_0 - H_1) - e[1 - 2(1 - \cos \varphi)]}{\operatorname{tg} \alpha} . \quad (39)$$

В результате с учетом (38) зависимость для силы деформации примет вид

$$P(\varphi) = P_c B_c \frac{0,5(H_0 - H_1) - e[1 - 2(1 - \cos \varphi)]}{\operatorname{tg} \alpha} . \quad (40)$$

Однако зависимость (40) не учитывает переходный процесс в очаге деформации в начальный момент обжатия заготовки

бойками. В реальном процессе циклической деформации увеличение силы от нуля до максимальной величины происходит не мгновенно, а по определенному закону:

$$P(\varphi) = P(\varphi) \sin k\varphi, \quad (41)$$

где k — эмпирический коэффициент, определяющий время нарастания силы деформации до наибольшей величины. Для АЦД силой 3500 кН $k = 2$.

Таким образом, зависимость для определения силы деформации примет вид

$$P(\varphi) = P_c B_c \frac{0,5(H_0 - H_1) - e[1 - 2(1 - \cos \varphi)]}{\operatorname{tg} \alpha} \sin k\varphi. \quad (42)$$

Величина крутящего момента за один оборот эксцентрикового вала

$$M_{кр} = \begin{cases} M_d + M_{тр} & \text{при } 0 \leq \varphi \leq \pi/2 \\ M_{тр} & \text{при } \pi/2 \leq \varphi \leq 2\pi \end{cases}, \quad (43)$$

где M_d — крутящий момент, необходимый для деформации металла,

$$M_d = 2P(\varphi) \cdot e \cdot \sin \varphi; \quad (44)$$

$M_{тр}$ — крутящий момент, необходимый для преодоления сил трения в подшипниках агрегата,

$$M_{тр} = P(\varphi) \cdot d \cdot \mu, \quad (45)$$

где d — диаметр цапфы подшипника; μ — коэффициент трения в подшипниках. Для подшипников скольжения $\mu = 0,06-0,1$.

6.3.3. РАСЧЕТ ТЕМПЕРАТУРЫ МЕТАЛЛА

Расчет температуры металла проводится по методике, изложенной в работе В. Н. Жучина, Г. С. Никитина [20].

Температура металла

$$T_m = T_{mo} + \Delta T_d - \Delta T_k - \Delta T_l, \quad ^\circ\text{C}, \quad (46)$$

где T_{mo} — начальная температура заготовки, $^\circ\text{C}$;

ΔT_d — повышение температуры в очаге деформации в результате обжатия заготовки, $\Delta T_d = P_c \cdot \ln(\lambda) / (C \cdot \rho)$, где P_c — средняя удельная сила деформации, МПа; C — средняя удельная теплоемкость металла, кДж/(кг·К); ρ — плотность прокатываемого металла, кг/м³;

ΔT_k — величина понижения температуры металла от контакта с бойками; $\Delta T_k = 2F_k(T_{mo} - T_o) t_k d_k / (C \cdot \rho)$, где F_k — площадь контакта металла с бойком, м²; T_o — температура

тура бойка, °С; t_x — время контакта металла с бойком, с; α_k — коэффициент теплопередачи, кДж/(м²·с·К);

$\Delta T_{л}$ — величина падения температуры металла в результате лучеиспускания, $\Delta T_{л} = \frac{\Pi \cdot \alpha_{и}}{F} \cdot (T_{мо} - T_{в}) \cdot t_x / (C \cdot \rho)$,

где $\frac{\Pi}{F}$ — отношение периметра к площади поперечного сечения заготовки, м⁻¹; $T_{в}$ — температура воздуха, °С; t_x — время холодного хода, с; $\alpha_{и}$ — коэффициент теплоотдачи излучением, кВт/(м²·град);

$$\alpha_{и} = \xi C_0 [(T_{мо}/100)^4 - (T_{в}/100)^4] / (T_{мо} - T_{в}),$$

где ξ — степень черноты (≈ 1), C_0 — коэффициент излучения абсолютно черного тела, Вт/(м²·К).

6.4. МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ЛИНИИ ПРИВОДА АЦД

Математическая модель линии привода АЦД силой 3500 кН, согласно расчетной схеме (рис. 62), включает следующие дифференциальные уравнения:

$$\begin{aligned} I_1 \ddot{\varphi}_1 &= M_{дв} - C_{12}(\varphi_1 - \varphi_2) - q_{12}(\dot{\varphi}_1 - \dot{\varphi}_2), \\ I_2 \ddot{\varphi}_2 &= C_{12}(\varphi_1 - \varphi_2) + q_{12}(\dot{\varphi}_1 - \dot{\varphi}_2) - C_{23}(\varphi_2 - \varphi_3) - \\ &\quad - q_{23}(\dot{\varphi}_2 - \dot{\varphi}_3) - C_{25}(\varphi_2 - \varphi_5) - q_{25}(\dot{\varphi}_2 - \dot{\varphi}_5), \\ I_3 \ddot{\varphi}_3 &= C_{23}(\varphi_2 - \varphi_3) + q_{23}(\dot{\varphi}_2 - \dot{\varphi}_3) - C_{34}(\varphi_3 - \varphi_4) - q_{34}(\dot{\varphi}_3 - \dot{\varphi}_4), \\ I_4 \ddot{\varphi}_4 &= C_{34}(\varphi_3 - \varphi_4) + q_{34}(\dot{\varphi}_3 - \dot{\varphi}_4) - M_c(\varphi_4), \\ I_5 \ddot{\varphi}_5 &= C_{25}(\varphi_2 - \varphi_5) + q_{25}(\dot{\varphi}_2 - \dot{\varphi}_5) - C_{56}(\varphi_5 - \varphi_6) - q_{56}(\dot{\varphi}_5 - \dot{\varphi}_6), \\ I_6 \ddot{\varphi}_6 &= C_{56}(\varphi_5 - \varphi_6) + q_{56}(\dot{\varphi}_5 - \dot{\varphi}_6) - C_{67}(\varphi_6 - \varphi_7) - q_{67}(\dot{\varphi}_6 - \dot{\varphi}_7), \\ I_7 \ddot{\varphi}_7 &= C_{67}(\varphi_6 - \varphi_7) + q_{67}(\dot{\varphi}_6 - \dot{\varphi}_7) - M_c(\varphi_7), \\ T_3 M_{дв} &= -M_{дв} - (\varphi_1 - \varphi_0) \cdot 1 / (v \cdot \omega_0), \end{aligned} \quad (47)$$

где T_3 — электромагнитная постоянная двигателя; v — модуль жесткости механической характеристики; ω_0 — скорость двигателя на холостом ходу; M_c — приведенный крутящий момент.

Модель очага деформации (зависимости (43) — (45)), описывающая изменение крутящего момента $M_{кр}$ в зависимости от угла поворота эксцентрикового вала φ_4 (7), разработана на основании те-

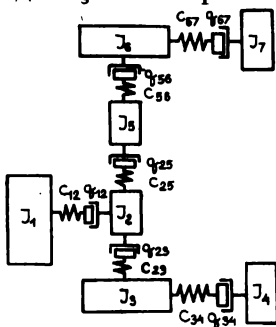


Рис. 62. Расчетная схема главной линии АЦД

оретического исследования процесса деформации сляба бойками агрегата и экспериментального исследования на АЦД ОМЗ.

$$M_{кр} = \begin{cases} P(\varphi) (2e \sin \varphi + d\mu) & \text{при } 0 \leq \varphi \leq \pi/2 \\ P(\varphi) d\mu & \text{при } \pi/2 \leq \varphi \leq 2\pi \end{cases}; \quad (48)$$

$$P(\varphi) = P_c B_c \frac{0,5(H_0 - H_1) - e[1 - 2(1 - \cos \varphi)]}{\operatorname{tg} \alpha} \sin \kappa \varphi.$$

Параметры математической модели:

$$I_1 = 0,026 \text{ тм}^2; I_2 = 0,017 \text{ тм}^2; I_3 = 0,00115 \text{ тм}^2;$$

$$I_4 = 0,00027 \text{ тм}^2; I_5 = 0,00034 \text{ тм}^2; I_6 = 0,00115 \text{ тм}^2;$$

$$I_7 = 0,00027 \text{ тм}^2;$$

$$C_{12} = 760 \frac{\text{кН} \cdot \text{м}}{\text{рад}}; C_{23} = 7400 \frac{\text{кН} \cdot \text{м}}{\text{рад}}; C_{34} = 3400 \frac{\text{кН} \cdot \text{м}}{\text{рад}};$$

$$C_{25} = 1000 \frac{\text{кН} \cdot \text{м}}{\text{рад}}; C_{56} = 7400 \frac{\text{кН} \cdot \text{м}}{\text{рад}}; C_{67} = 3400 \frac{\text{кН} \cdot \text{м}}{\text{рад}};$$

$$q_{12} = 0,1 \text{ кН} \cdot \text{м} \cdot \text{с}; q_{23} = 0,2 \text{ кН} \cdot \text{м} \cdot \text{с}; q_{34} = 0,12 \text{ кН} \cdot \text{м} \cdot \text{с};$$

$$q_{25} = 0,15 \text{ кН} \cdot \text{м} \cdot \text{с}; q_{56} = 0,2 \text{ кН} \cdot \text{м} \cdot \text{с}; q_{67} = 0,12 \text{ кН} \cdot \text{м} \cdot \text{с}.$$

6.5. АЛГОРИТМ ДВУХУРОВНЕВОЙ ОПТИМИЗАЦИИ ПАРАМЕТРОВ АЦД

Алгоритм двухуровневой оптимизации в совокупности с математическими моделями очага деформации и главных линий, пакетом прикладных программ, статистическими данными о технологических, скоростных, энергосиловых параметрах и сроках службы несущих деталей позволяет для заданного сортамента заготовок с учетом противоречивых критериев оптимизации обоснованно выбрать схему компоновки привода АЦД, определить оптимальные параметры технологического процесса и главной линии с позиции выполнения заданной производительности, снижения динамической нагруженности, энергоемкости и улучшения качества проката.

Математическая модель АЦД включает математические модели очага деформации и линии привода, а также уравнения связей между ними.

Для обеспечения соответствия между параметрами технологического процесса и привода служат обратные связи, которые в случае невыполнения ограничений, например при решении задачи оптимизации второго уровня, позволяют изменить исходные данные при решении задачи оптимизации верхнего уровня.

Предлагаемая методика расчета оптимальных параметров АЦД характеризуется следующими особенностями:

1) учитываются связи между параметрами технологического процесса и линии привода на всех этапах расчета;

2) оптимизация выполняется по противоречивым критериям — производительности или энергоемкости (верхний уровень) и динамической нагруженности (второй уровень) — с учетом системы ограничений, определяющих качество проката;

3) на обоих уровнях оптимизации используется комбинированный алгоритм;

4) ограничения учитываются с помощью штрафных функций;

5) проверяются сходимость, глобальность и устойчивость;

6) одновременно решаются задачи выбора схемы компоновки линии привода и определяются оптимальные конструктивные параметры;

7) учитывается случайный характер параметров и условий эксплуатации.

Блок-схема алгоритма двухуровневой оптимизации параметров АЦД приведена на рис. 63.

Алгоритм решения задачи двухуровневой оптимизации включает 11 этапов:

1) ввод исходной информации;

2) расчет параметров технологического процесса;

3) проверка системы ограничений;

4) расчет целевой функции верхнего уровня оптимизации;

5) решение задачи оптимизации верхнего уровня;

6) проверка сходимости и оценка глобальности полученного решения;

7) расчет динамических нагрузок в главной линии АЦД;

8) расчет целевой функции второго уровня оптимизации;

9) решение задачи оптимизации второго уровня;

10) проверка сходимости и оценка устойчивости и глобальности полученного решения;

11) экспертная оценка полученных решений для всего сортамента профилей.

Исходной информацией для решения задачи двухуровневой оптимизации АЦД являются следующие данные: возможные схемы компоновки главной линии и конструктивные параметры, величина эксцентриситета эксцентриковых валов, размеры и материал рабочих бойков, калибровки рабочих бойков, параметры электродвигателя, производительность нагревательных устройств, сортамент заготовок и марок стали, сопротивление металла деформации, возможные сечения непрерывнолитой заготовки, температура непрерывнолитой заготовки, скорость подачи заготовки в бойки, угол поворота эксцентрикового вала при обжатии заготовки и система ограничений (25). Ограничения по угловой скорости эксцентриковых валов и единичному обжатию учитываются путем задания диапазона изменения этих параметров. Области варьирования угловой скорости и единичного обжатия выбираются из условий динамической нагруженности и возможности компоновки подшипниковых узлов в суппортах и рабочей клетки АЦД.

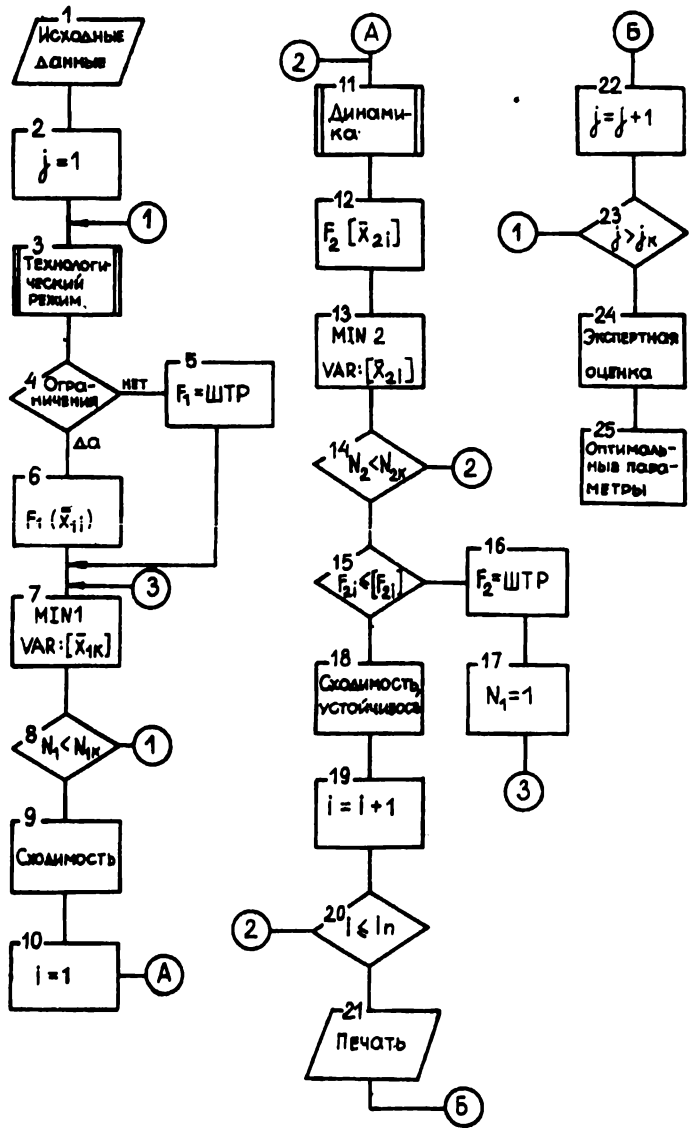


Рис. 63. Блок-схема алгоритма двухуровневой оптимизации параметров АЭЦ

После ввода исходной информации для первого сечения непрерывнолитой заготовки производится расчет технологических, скоростных и энергосиловых параметров процесса циклической деформации. В процессе расчета проверяются ограничения по скорости деформации, условиям захвата, устойчивости полосы, степени деформации, температуре заготовки в конце деформации, скорости подачи заготовки и энергосиловым параметрам. При невыполнении ограничений по какому-либо параметру целевая функция верхнего уровня оптимизации штрафуетя.

При решении задачи оптимизации используется комбинированный алгоритм, построенный на базе методов случайного поиска и симплекса. Такое построение алгоритма связано с тем, что метод случайного поиска позволяет отыскать сравнительно узкую область, где находится глобальный экстремум, после чего точное значение определяется с помощью метода симплекса Нелдера и Мида. В качестве варьируемых параметров используются единичные обжатия и угловые скорости эксцентриковых валов.

После определения на данном шаге расчета минимального (максимального) значения целевой функции производятся проверка сходимости и оценка глобальности полученного решения. Изложенная процедура затем выполняется на следующем шаге, но уже для другого сечения непрерывнолитой заготовки. Расчет на верхнем уровне нужно продолжать до тех пор, пока не будет получено минимальное (максимальное) значение целевой функции и доказана глобальность полученного экстремума.

В тех случаях, когда заданы производительность и сечение непрерывнолитой заготовки, в качестве целевой функции на верхнем уровне оптимизации целесообразно использовать энергоемкость технологического процесса. Если же требуется определить оптимальное по производительности сечение непрерывнолитой заготовки, то в качестве целевой функции следует использовать производительность

$$F_1 = \Pi = \frac{3600 \cdot m}{T} \cdot \kappa_n,$$

где m — масса непрерывнолитой заготовки; T — такт циклической деформации; κ_n — коэффициент использования агрегата.

При этом расчет выполняется до тех пор, пока $j = j_k$, где j_k — последнее сечение непрерывнолитой заготовки.

Для каждого варианта расчета вычисляются мощность процесса циклической деформации и расход энергии.

На втором уровне оптимизации определяются оптимальные по динамической нагруженности конструктивные параметры линии привода, причем технологические и скоростные параметры, определенные на верхнем уровне оптимизации, используются в качестве исходных данных и начальных условий при решении задачи оптимизации второго уровня.

Сначала для исходной компоновки главной линии агрегата ($i = 1$) устанавливаются максимальные динамические нагрузки в ее элементах. По полученным результатам и данным о долговечности несущих деталей приводов прокатных агрегатов выявляются наиболее слабые элементы главной линии. После этого записывается целевая функция F_2 в виде (26), обеспечивающая снижение динамических нагрузок в наиболее слабых звеньях привода, например в зубчатых передачах, и назначаются из условий прочности ограничения на уровень динамических нагрузок во всех упругих звеньях. Далее для первой схемы компоновки главной линии агрегата с учетом ограничений определяются оптимальные по динамической нагруженности конструктивные параметры. В процессе оптимизации производится оценка устойчивости и глобальности полученного решения. При невыполнении хотя бы одного из ограничений второго уровня оптимизации работает обратная связь между уровнями, в результате чего необходимо снова начать минимизацию (максимизацию) целевой функции верхнего уровня F_1 , изменив значение одного или нескольких параметров, например угловой скорости эксцентриковых валов.

Процесс расчета проводится до тех пор, пока не будут выполнены все ограничения второго уровня. Процедура оптимизации второго уровня продолжается до последнего варианта схемы компоновки главной линии агрегата, т. е. $i = i_n$, где i_n — последняя возможная схема компоновки главной линии агрегата.

После завершения процедуры двухуровневой оптимизации производится экспертная оценка полученных решений по критериям производительности, динамической нагруженности, энергоемкости и металлоемкости АЦД и учитывается качество получаемых профилей.

На печать в виде таблицы выдаются сечение непрерывнолитой заготовки ($H_0 \times B_0$), технологические (α , T_m , Δh , ϵ), скоростные (V_n , w , S), силовые (n_s , P_c , P , $M_{кр}$) параметры, мощность (N) и расход энергии (\mathcal{E}), среднеквадратичный момент электродвигателя ($M_{ск}$), конструктивные параметры главной линии (C_b , I_l).

РАСЧЕТ И ИССЛЕДОВАНИЕ АГРЕГАТОВ ЦИКЛИЧЕСКОЙ ДЕФОРМАЦИИ

При разработке новых технологических процессов и агрегатов для черной металлургии особое внимание уделяют улучшению качества металлоизделий, повышению гибкости производства, тенденции к уменьшению количества агрегатов в составе литейно-прокатных комплексов.

Изложенные выше задачи совершенствования металлургического производства могут быть успешно решены путем внедрения агрегатов с высокими обжатиями, позволяющими снизить капитальные вложения и эксплуатационные расходы [26, 84].

В связи с этим представляют значительный интерес работы по внедрению в производство АЦД и исследованию процессов циклической деформации при получении простых и сложных профилей.

7.1. АЦД ОМУТНИНСКОГО МЕТАЛЛУРГИЧЕСКОГО ЗАВОДА

На ОМЗ создан участок циклической деформации, включающий в свой состав АЦД силой 3500 кН. Техническая характеристика АЦД приведена в разделе 6.1.1.

Назначение участка циклической деформации:

- расширение производства подката фасонных профилей, в том числе из легированных и нержавеющей сталей;
- отработка технологии получения профилей из непрерывной заготовки.

Нагревательная печь предназначена для нагрева заготовок сечением 70×70 — 90×90 мм длиной 1,5 — 3,0 м до температуры 1250 °С.

АЦД имеет задающее устройство, которое устанавливается в специально предусмотренных окнах клетки и обеспечивает зажатие переднего конца заготовки роликами в двух взаимно перпендикулярных плоскостях и подачу заготовки к бойкам агрегата со скоростью 1—2 м/мин, также он имеет проводковую арматуру, которая устанавливается до и после рабочих бойков.

7.2. ОЦЕНКА ПАРАМЕТРОВ АЦД ПОСЛЕ РЕКОНСТРУКЦИИ ПРИВОДА

При создании опытного участка циклической деформации проведена реконструкция линии привода АЦД путем установки нового электродвигателя мощностью 800 кВт с частотой вращения 0—300 об/мин и крутящим моментом на валу 60 кН·м. Для оценки энергосиловых параметров, динамических нагрузок и производительности АЦД проведены расчеты с использованием алгоритма двухуровневой оптимизации (гл. 6).

Исходные данные для расчета: заготовка из стали 35ГС сечением $50 \times 200 \text{ мм}^2$, получаемый профиль — полоса сечением $20 \times 220 \text{ мм}^2$, степень деформации 60%, величина эксцентриситета эксцентрикового вала $e = 5 \text{ мм}$, угол наклона рабочей поверхности бойка $\alpha = 15^\circ$. Результаты расчета параметров АЦД в зависимости от угловой скорости эксцентриковых валов и температуры заготовки приведены в табл. 14. Полученные результаты позволяют обоснованно выбрать режимы циклической деформации в целях выполнения заданной производительности.

Решена задача оптимизации (второй уровень) конструктивных параметров главной линии АЦД. Для этой цели использована математическая модель линии привода (раздел 6.4). Расчеты выполнены для наиболее тяжелого режима нагружения главной линии АЦД, а именно при угловой скорости вращения эксцентриковых валов $\omega = 30 \text{ 1/с}$.

В качестве основной цели при оптимизации конструктивных параметров линии привода принято снижение уровня динамических нагрузок в зубчатых передачах синхронизирующего редуктора. В связи с этим целевую функцию запишем в виде

$$F = M_{23}^2 + M_{25}^2 + M_{36}^2 + k_1 (M_{23}^2 - M_{25}^2)^2 + k_2 (M_{25}^2 - M_{36}^2)^2,$$

где k_1, k_2 — постоянные коэффициенты.

Для решения задачи оптимизации использован комбинированный алгоритм. В качестве варьируемых параметров выбраны жесткости упругих связей C_{12}, C_{34}, C_{67} , пределы изменения которых определялись из условия прочности и возможности компоновки элементов главной линии.

Результаты расчета приведены в табл. 15, из которой следует, что при оптимизации снижены динамические нагрузки в зубчатых передачах линии привода АЦД.

7.3. АЦД НАУЧНО-ПРОИЗВОДСТВЕННОГО ОБЪЕДИНЕНИЯ «ТУЛАЧЕРМЕТ»

АЦД принят к внедрению в составе литейно-обжимного модуля для получения сортовых профилей. Это связано с тем, что

Таблица 14

Параметры технологического процесса при обжатии заготовки сечением 50×200 мм из стали 35ГС на полосу 20×220 мм на АЦД силой 3500 кН: $\epsilon = 5$ мм, $\alpha = 15^\circ$, $\epsilon = 60\%$

w , 1/с	$T_{ш}$, °С	$T_{шк}$, °С	V , м/мин	n_0	$P_{с'}$, МПа	P , кН	M , кН·м	Π , т/ч	$\Sigma_{д'}$, кВт·ч/т
10	1200	1071	0,8	1,6	130	2060	34,9	3,8	24,1
20	1200	1141	1,6	1,6	132	2090	35,4	7,5	24,4
30	1200	1165	2,4	1,6	136	2150	36,5	14,3	25,2
10	1100	987	0,8	1,6	165	2610	44,2	3,8	30,5
20	1100	1051	1,6	1,6	167	2650	44,8	7,5	31,0
30	1100	1073	2,4	1,6	172	2730	46,2	14,3	31,9
10	1000	905	0,8	1,6	212	3370	57,0	3,8	39,4
20	1000	962	1,6	1,6	216	3420	58,0	7,5	40,1
30	1000	982	2,4	1,6	222	3520	59,4	14,3	41,3

Таблица 15

Динамические нагрузки в главной линии АЦД с синхронизирующим редуктором, $w = 30$ 1/с

Стадия	C_{12}	C_{23}	C_{34}	C_{25}	C_{56}	C_{67}
	кН·м рад					
До оптимизации	16080	244700	11122	122400	247700	11122
После оптимизации	6010	244700	10900	122400	244700	11300

Стадия	η_{12}	η_{23}	η_{34}	η_{25}	η_{56}	η_{67}
До оптимизации	1,42	1,24	1,5	1,47	1,34	1,48
После оптимизации	1,22	1,13	1,47	1,16	1,27	1,47

Таблица 16

Параметры технологического процесса при обжатии заготовки сечением 150×150 мм из стали 35ГС в квадрат 80×80 мм на агрегате циклической деформации, $\alpha = 15^\circ$

w , 1/с	ΔL , мм	$T_{ш}$, °С	$T_{шк}$, °С	V , м/мин	n_0	$P_{с'}$, МПа	P , кН	M , кН·м	Π , т/ч	$\Sigma_{д'}$, кВт·ч/т
20	10	1100	1091	5,1	1,45	99	1629	27,6	53,4	5,4
20	20	1100	1105	10,1	1,48	120	2157	51,5	106,7	5,0
20	30	1100	1110	15,2	1,52	134	2611	80,5	160,1	5,3
40	10	1100	1105	10,13	1,45	107	1769	30,0	106,7	5,9
40	20	1100	1113	20,3	1,48	131	2358	56,3	213,4	5,5
40	30	1100	1117	30,4	1,52	147	2860	88,2	320,2	5,8
60	10	1100	1109	15,2	1,45	113	1863	31,6	160,1	6,2
60	20	1100	1116	30,4	1,49	138	2489	59,4	320,2	5,8
60	30	1100	1120	45,6	1,52	155	3020	93,1	480,2	6,1

наиболее перспективным с точки зрения улучшения качества профилей и создания непрерывного технологического процесса является получение профилей простой и сложной формы в линии МНЛЗ путем деформации непрерывнолитых заготовок бойками с высокими обжатиями, что соответствует зарубежному опыту последних лет.

АЦД в составе модуля предназначен для получения профилей из непрерывнолитой заготовки сечением 150×150 мм и длиной 6 м, выходящей из горизонтальной машины непрерывного литья заготовок.

Для определения параметров АЦД выполнены расчеты и проведена оценка качества сортовых профилей из непрерывнолитого металла.

7.3.1. РАСЧЕТ ПАРАМЕТРОВ АЦД

На основании анализа различных конструкций АЦД для получения сортовых профилей выбрана четырехбойковая схема агрегата, обеспечивающая одновременное продвижение и деформацию заготовки попеременно в двух взаимно перпендикулярных направлениях. Привод рабочих бойков осуществляется от эксцентриковых валов, имеющих центральный и дополнительные эксцентрики.

Основным параметром устройства циклической деформации является эксцентриситет эксцентриковых валов. Величина эксцентриситета оказывает определяющее влияние на технологические параметры устройства и является жестко заданной величиной, измерение которой требует замены эксцентриковых валов. В устройстве циклической деформации, предназначенной для получения сортовых профилей квадратного, а также и круглого сечения с попеременным обжатием задаваемой полосы в двух взаимно перпендикулярных плоскостях, минимальная величина эксцентриситета определяется из условия перекрытия полосы бойками и зависит от калибровки бойков, необходимых для получения круглых и квадратных заготовок. В то же время увеличение эксцентриситета приведет к увеличению величины единичного обжатия полосы бойками, что снижает вытяжную способность и ведет к переполнению калибра. Кроме того, теряется универсальность устройства, т. е. возможность получения качественных заготовок широкого диапазона размеров.

Эти обстоятельства делают выбор величины эксцентриситета эксцентриковых валов сложной задачей. Поэтому при проведении расчетов величину эксцентриситета эксцентрикового вала изменяли от 5 до 15 мм.

На основании проведенного исследования условий захвата полосы бойками угол наклона рабочей поверхности бойка принят равным 15° .

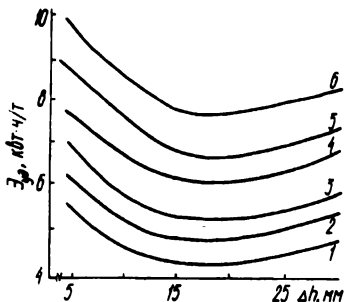


Рис. 64. Зависимость энергоемкости от величины единичного обжатия, частоты вращения эксцентриковых валов и температуры заготовки при обжатии заготовки из стали 35ГС сечением 150×150 мм

в квадрат 80×80 мм.
 1 — $T_{\text{за}} = 1200^{\circ}\text{C}$, $w = 20$ 1/с; 2 — $T_{\text{за}} = 1200^{\circ}\text{C}$, $w = 60$ 1/с; 3 — $T_{\text{за}} = 1100^{\circ}\text{C}$, $w = 20$ 1/с; 4 — $T_{\text{за}} = 1100^{\circ}\text{C}$, $w = 60$ 1/с; 5 — $T_{\text{за}} = 1000^{\circ}\text{C}$, $w = 20$ 1/с; 6 — $T_{\text{за}} = 1000^{\circ}\text{C}$, $w = 60$ 1/с

Для определения параметров агрегата использованы алгоритм двухуровневой оптимизации и математическая модель процесса циклической деформации, представленные в главе 4.

В качестве целевой функции при решении задачи оптимизации (верхний уровень) принята энергоемкость технологического процесса, а в качестве варьируемых параметров — единичное обжатие Δh и угловая скорость эксцентриковых валов w .

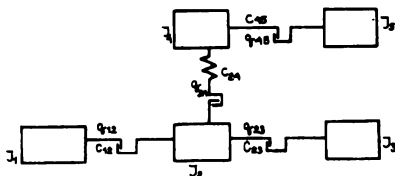
Исходные данные для расчета: сечение непрерывнолитой заготовки из стали 35ГС — 150×150 мм; сечение сортового профиля — 80×80 мм; угол поворота эксцентрикового вала, на котором осуществляется обжатие заготовки, — $\pi/2$; диаметр цапфы подшипника скольжения, установленного в суппорте, — $d_1 = 380$ мм; коэффициент трения скольжения — $\mu_1 = 0,05$. Диапазон изменения варьируемых параметров: $10 \leq \Delta h \leq 30$ мм; $20 \leq w \leq 60$ 1/с. Начальная температура непрерывнолитой заготовки равна 1000—1200 °С.

В связи с тем, что каждая пара бойков поочередно обжимает и продвигает заготовку, скорость ее подачи в бойки за один оборот эксцентрикового вала в 2 раза больше скорости подачи заготовки в случае работы агрегата по двухбойковой схеме.

Результаты расчетов представлены в табл. 16 и на рис. 64. Полученные данные наглядно позволяют говорить о влиянии технологических параметров процесса циклической деформации на энергосиловые параметры.

Увеличение единичного обжатия, а следовательно и величины эксцентриситета эксцентрикового вала, при фиксированной угловой скорости вращения ведет к возрастанию силы деформации и особенно — крутящего момента. Величины эксцентриситета и угловая скорость эксцентрикового вала при заданном сечении непрерывнолитой заготовки определяют скорость подачи заготовки в бойки, т. е. производительность АЦД. Характер зависимости энергоемкости технологического процесса циклической деформации от параметров Δh и w , а также и от температуры заготовки показан на рис. 64. Полученные результаты позволяют выбрать параметры технологического процесса,

Рис. 65. Расчетная схема главной линии АЦД, имеющего линию привода прокатной клетки



величину эксцентриситета и угловую скорость эксцентрикового вала с позиции выполнения заданной производительности и снижения энергоемкости технологического процесса с учетом системы ограничений, определяющих качество сортового профиля и динамическую нагруженность линии привода АЦД.

Расчетные параметры АЦД: наибольшее сечение непрерывнолитой заготовки — 150×150 мм; скорость подачи заготовки — 2—6 м/мин; величина эксцентриситета эксцентрикового вала — 5 мм; частота вращения эксцентриковых валов — 300 об/мин; максимальная сила деформации — 1700 кН; максимальный крутящий момент — 40 кН; мощность электродвигателя — 840 кВт.

Для оценки динамической нагруженности главной линии АЦД составлена расчетная схема (рис. 65).

Система дифференциальных уравнений, описывающая динамические процессы в главной линии АЦД, имеет вид:

$$\begin{aligned} I_1 \ddot{\varphi}_1 &= 145 (\omega_0 - \dot{\varphi}_1) - C_{12} (\varphi_1 - \varphi_2) - q_{12} (\dot{\varphi}_1 - \dot{\varphi}_2); \\ I_2 \ddot{\varphi}_2 &= C_{12} (\varphi_1 - \varphi_2) + q_{12} (\dot{\varphi}_1 - \dot{\varphi}_2) - C_{24} (\varphi_2 - \varphi_4) - \\ &\quad - q_{24} (\dot{\varphi}_2 - \dot{\varphi}_4) - C_{23} (\varphi_2 - \varphi_3) - q_{23} (\dot{\varphi}_2 - \dot{\varphi}_3); \\ I_3 \ddot{\varphi}_3 &= C_{23} (\varphi_2 - \varphi_3) + q_{23} (\dot{\varphi}_2 - \dot{\varphi}_3) - M_{\text{ст.3}} / 2; \\ I_4 \ddot{\varphi}_4 &= C_{24} (\varphi_2 - \varphi_4) + q_{24} (\dot{\varphi}_2 - \dot{\varphi}_4) - C_{45} (\varphi_4 - \varphi_5) - q_{45} (\dot{\varphi}_4 - \dot{\varphi}_5); \\ I_5 \ddot{\varphi}_5 &= C_{45} (\varphi_4 - \varphi_5) + q_{45} (\dot{\varphi}_4 - \dot{\varphi}_5) - M_{\text{ст.5}} / 2. \end{aligned}$$

Модель очага циклической деформации, описывающая изменение крутящих моментов $M_{\text{ст.5}}$ и $M_{\text{ст.3}}$, принята в виде формулы (48). Моделирование проведено при угловой скорости эксцентриковых валов $\omega_0 = 30$ 1/с.

Результаты моделирования динамических нагрузок приведены в табл. 17, из которой следует, что наибольший коэффициент динамичности имеет место на моторном валу ($\eta_{12} = 1,63$) и в зубчатой передаче шестеренной клетки ($\eta_{24} = 1,5$).

Целью оптимизации (второй уровень) будем считать снижение динамических нагрузок в зубчатой передаче шестеренной клетки M_{24}^d , а на уровень динамических нагрузок M_i^d в других связях наложим ограничение $M_i^d \leq 1,6 M_{\text{ст.}}$. В качестве варьируемых параметров использованы жесткости упругих связей C_{12} , C_{23} , C_{45} .

Результаты решения задачи оптимизации приведены в табл. 17, из которой следует, что коэффициент динамичности в зубчатой передаче η_{24} снижен с 1,5 до 1,36.

Динамические нагрузки в главной линии АЦД, имеющего привод прокатной клетки среднесортного стана, $w = 30$ л/с

Стадия	C_{12}	C_{23}	C_{24}	C_{45}	η_{12}	η_{23}	η_{24}	η_{45}
	кН·м/рад							
До оптимизации	8000	6510	125000	6510	1,63	1,30	1,50	1,31
После оптимизации	6000	6690	125000	6840	1,52	1,36	1,36	1,21

Из проведенного анализа следует: сравнительно невысокий уровень динамической нагруженности главной линии АЦД не накладывает ограничения на технологические и скоростные параметры процесса циклической деформации, т. е. позволяет выполнить заданную производительность агрегата.

7.3.2. ИССЛЕДОВАНИЕ КАЧЕСТВА СОРТОВЫХ ЗАГОТОВОК ИЗ НЕПРЕРЫВНОЛИТОГО МЕТАЛЛА

Проведено металлографическое исследование процесса получения сортовой заготовки на УЦД. Из заготовки стали 45 сечением 30×30 мм, вырезанной из непрерывнолитого сляба НТМК, за один проход получили профиль сечением 15×15 мм (вытяжка за один проход $\lambda = 4$).

Исследовано изменение микроструктуры по мере увеличения степени обжатия непрерывнолитой заготовки из стали 45.

Исследование показывает, что существенное увеличение степени дисперсности наблюдается только при степенях обжатия, близких к конечной величине. Кроме того, дополнительное повышение дисперсности наблюдается в той части заготовки, которая уже не испытывает обжатия. Этот факт можно объяснить так: при охлаждении заготовки после деформации в металле происходят рекристаллизационные явления, и исследуемая структура отражает структуру, которая формируется в процессе прокатки и охлаждения.

Однородность свойств по сечению заготовки подтверждается измерениями твердости деформированной части заготовки, которая равна 86 НРВ. На основании изложенного можно сделать вывод, что технология циклической деформации обеспечивает получение равномерной структуры.

Таким образом, использование АЦД в составе литейно-обжимного модуля для получения сортовых профилей позволяет:

1) уменьшить металлоемкость оборудования, поскольку вследствие высоких обжатий за один проход он заменяет 4—5 прокатных клетей;

2) снизить энергоемкость технологического процесса за счет использования тепла литого металла, поскольку АЦД вследствие благоприятных условий деформации позволяет обжимать непрерывнолитую заготовку без предварительной зачистки;

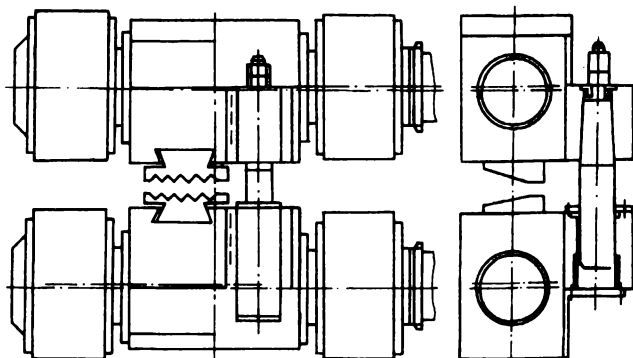


Рис. 66. Кассета установки для продольного разделения сляба на ряд сортовых заготовок

3) повысить качество получаемых профилей за счет: а) интенсивной проработки непрерывнолитой заготовки по всему сечению и получения мелкозернистой структуры металла; б) наличия высоких сжимающих напряжений на контактной поверхности бойка с заготовкой, при которых дефекты литейной природы не раскрываются, а несплошности и поры в приконтактном слое завариваются; в) калибрующего участка бойков, который обеспечивает получение профиля заданной точности независимо от величины износа рабочей поверхности бойка.

7.4. УЧАСТОК ЦИКЛИЧЕСКОЙ ДЕФОРМАЦИИ ОПЫТНОГО ЗАВОДА УРАЛЬСКОГО НАУЧНО-ИССЛЕДОВАТЕЛЬСКОГО ИНСТИТУТА ЧЕРНЫХ МЕТАЛЛОВ (УралНИИчермета)

Для проведения экспериментальных исследований процесса циклической деформации непрерывнолитых плоских заготовок разработана конструкция кассеты (рис. 66), позволившая установить ее в существующую конструкцию клетки стана 300. Станина выполнена неразъемной, что обеспечивает высокую жесткость клетки. Таким образом, станина прокатной клетки и подшипники валков использовались как устройства для АЦД. Указанная кассета с бойками была установлена в прокатную клетку стана 300 путем перевалки валков без изменения главной линии стана, это позволило использовать данный стан как АЦД. В результате синхронного движения эксцентриковых валов бойки вместе с соответствующими суппортами совершают плоскопараллельное движение по окружности, радиус которой равен величине эксцентриситета эксцентриковых валов.

АЦД имеет следующую техническую характеристику: максимальная частота вращения эксцентриковых валов — 80 об/мин;

максимальная сила деформации, воспринимаемая бойками — 1000 кН; максимальный крутящий момент на выходе из шестеренной клетки — 31 кН·м; мощность электродвигателя — 150 кВт; наибольшее сечение деформируемой полосы — 50×120 мм; наибольшее суммарное обжатие — 30 мм; минимальная толщина готовой полосы — 3 мм.

Величина эксцентриситета эксцентрикового вала $e = 2,5$ мм, диаметр эксцентриковых валов $D = 160$ мм, ширина рабочих бойков — 200 мм.

Было изготовлено три комплекта рабочих бойков соответственно с углами наклона рабочих поверхностей 10, 15 и 20°.

7.4.1. ИССЛЕДОВАНИЕ СИЛОВЫХ ПАРАМЕТРОВ И ФОРМОИЗМЕНЕНИЯ ЗАГОТОВОК

Исследование силовых параметров процесса циклической деформации и формоизменения* проводили на темплетях высотой 40 мм и шириной 40, 60, 100 мм, вырезанных из непрерывнолитых заготовок из стали 45 сечением 40×250 мм, полученных на МНЛЗ горизонтального типа на опытном заводе УралНИИчермета.

Для измерения силы деформации и крутящего момента использован тензометрический метод. Величину подачи измеряли специальным датчиком. В результате проведенного исследования определен коэффициент напряженного состояния (зависимость (36)), а также получено уравнение регрессии для определения коэффициента уширения $\beta = \Delta B / \Delta H$:

$$\beta = \exp(-0,09) \cdot (H_0/H_1)^{0,22} (B_0/H_0)^{-0,19} \alpha^{-0,15}. \quad (49)$$

Коэффициент множественной корреляции $R = 0,92$.

Область применения зависимости

$$1,5 \leq H_0/H_1 \leq 3; 1,1 \leq B_0/H_0 \leq 5; 0,175 \leq \alpha \leq 0,35, \text{ рад.}$$

Средняя температура металла $T_{\text{мо}} = 1000$ °С.

Исследование влияния циклической деформации на структуру металла

Для оценки влияния циклической деформации на структуру металла осуществляли обжатия непрерывнолитых образцов в АЦД за один проход и для сравнения — на стане 300 за 3—4 прохода. В качестве исходных образцов использовали заготовки, вырезанные из непрерывнолитого сляба сечением 40×260 мм.

* Исследование проведено совместно с канд. техн. наук В. А. Густомесовым.

Размеры образцов — 40×40×350 мм, марка стали — ст. 45. Перед прокаткой образцы нагревали в печи сопротивления до температуры 1150—1170 °С.

Исходная структура непрерывнолитой заготовки имела заметную зональную ликвацию. Наблюдались также отличия в структуре литого металла в различных зонах заготовки, а именно, в количестве ферритной и перлитной составляющих. В осевой части заготовки имела место пористость.

Сравнение шлифов от образцов, продеформированных на стане 300 и АЦД до одной и той же толщины — 6 мм ($\varepsilon = 60\%$), показало, что металл, продеформированный на АЦД, имеет более мелкую структуру, чем металл, прокатанный на стане 300. Средний размер зерна составляет соответственно 13 и 22 мкм. Твердость в осевой части образца в обоих случаях равна 217 НВ.

Для определения влияния на структуру металла степени деформации в АЦД продеформировали темплеты толщиной 12 и 9 мм (степень деформации соответственно 70 и 75%). Зерно в образце с большим обжатием было более мелкое, чем в образце с меньшим обжатием, причем средний размер зерна составлял соответственно 27 и 14 мкм. Твердость, измеренная на образце толщиной 12 мм, составляла 192 НВ, а на образце толщиной 9 мм — 207 НВ.

Анализ испытаний на растяжение показал, что значения предела текучести и временного сопротивления образцов, продеформированных на АЦД и стане 300, практически одинаковы, однако пластические характеристики δ и ψ соответственно на 4 и 6% выше при деформации образцов на АЦД.

Проведено исследование * качества поверхности металла при деформации на АЦД, что особенно важно при получении листа.

Для исключения влияния температуры металла на разнотолщинность листа проводили деформацию алюминиевых образцов в холодном состоянии.

В процессе исследования на образцах сечением 30×35 мм использовали бойки с углом наклона рабочих поверхностей 10 и 20°, степень деформации за проход составляла 60 и 70%, величина подачи равна 2,5 и 10 мм. Радиус перехода наклонного участка бойка к калибрующему составлял 92 мм для $\alpha = 10^\circ$ и 53 мм для $\alpha = 20^\circ$. Измерение толщины полос проводили на контактном толщиномере в лаборатории моделирования Верх-Исетского завода. Результаты исследования приведены в табл. 18.

* Исследование проведено совместно с канд. техн. наук В. А. Густомесовым.

Продольная разнотолщинность полос в зависимости от параметра процесса циклической деформации

Номер полосы	Степень деформации, %	Угол наклона поверхности бойка, град.	Подача, мм	Продольная разнотолщинность, мм
1	60	20	2,5	0,003
2	60	20	10	0,012
3	60	10	2,5	0,006
4	60	10	10	0,017
5	70	20	2,5	0,004
6	70	20	10	0,014

С увеличением степени деформации с 60 до 70% продольная разнотолщинность полос повышается незначительно (на 0,001—0,002 мм). С уменьшением α с 20 до 10° продольная разнотолщинность увеличивается на 0,003—0,005 мм. Это объясняется тем, что при одной величине обжатия с уменьшением α увеличивается площадь контакта металла с бойками, что приводит к повышению силы деформации и тем самым — к увеличению упругой деформации клетки. Наибольшее влияние на разнотолщинность полосы оказывает величина подачи заготовки в АЦД, причем с увеличением ее с 2,5 до 10 мм разнотолщинность возрастает на 0,009—0,011 мм. Это объясняется тем, что с увеличением подачи увеличивается единичное обжатие, это приводит к повышению силы деформации и соответственно — к увеличению упругой деформации клетки.

Результаты данных исследований использованы при определении параметров АЦД Чусовского металлургического завода.

7.5. КАССЕТА ЦИКЛИЧЕСКОЙ ДЕФОРМАЦИИ

Одной из актуальных проблем прокатного производства является эффективное использование материальных ресурсов, в частности разработка технологических процессов и оборудования для переработки обрезки и бракованной продукции. В связи с этим нами ведется работа по созданию технологии и оборудования для получения сортовых профилей из обрезки толстых листов.

Для этой цели предложено использовать способ продольного разделения сляба на ряд сортовых заготовок (см. 2.3.4). Для реализации данного способа определены параметры технологического процесса для продольного разделения листа толщиной 20—40 мм на ряд (до 8) сортовых заготовок. Кроме того, выполнен рабочий проект двухбойковой кассеты для продольного разделения листа (см. рис. 66), которая будет установлена вместо валков в клеть прокатного стана.

Глава 8

ОПТИМИЗАЦИЯ ПАРАМЕТРОВ ЛИТЕЙНО-ПРОКАТНЫХ МОДУЛЕЙ

Одно из наиболее перспективных направлений развития прокатного производства с позиции повышения производительности, снижения энергоемкости технологического процесса, металлоемкости оборудования и улучшения качества проката — создание литейно-прокатных модулей, обеспечивающих совмещение процессов непрерывной разливки и прокатки.

В ряде работ отмечается, что для создания непрерывных процессов литья и деформации пригодны лишь агрегаты с высокими обжатиями, которые работают при скоростях входа заготовки в клеть, сопоставимых со скоростью выхода металла из кристаллизатора МНЛЗ, и обеспечивают высокие деформации (до 80—90%) за один пропуск и в одной клетке [1, 26, 30, 53, 73, 84, 96].

В других работах наиболее перспективными считаются технологические разработки по совмещению непрерывной разливки с прокаткой в едином агрегате на основе МНЛЗ, позволяющих получать непрерывнолитые заготовки с размерами, приближающимися к готовой металлопродукции [22, 72].

Однако наибольший эффект с точки зрения улучшения качества профилей, повышения производительности, снижения энергоемкости даст непрерывный технологический процесс, включающий непрерывную разливку заготовок, близких по форме и размерам к готовым металлоизделиям, и их деформации за один проход в агрегате с высокими обжатиями.

Таким образом, использование агрегата с высокими обжатиями в составе литейно-прокатных модулей позволяет совместить процессы непрерывного литья и прокатки не только с точки зрения согласования их производительности, но и улучшения качества профилей за счет интенсивной проработки крупных непрерывнолитых заготовок по всему сечению и получения однородной мелкозернистой структуры металла, а также максимально использовать тепло литого металла, снизить металлоемкость оборудования, увеличить сечение непрерывнолитой заготовки и расширить сортамент проката, т. е. существенно снизить удельные капитальные и эксплуатационные затраты.

8.1. ОПТИМИЗАЦИЯ ПАРАМЕТРОВ ЛИТЕЙНО-ПРОКАТНОГО МОДУЛЯ ДЛЯ ПРОИЗВОДСТВА СОРТОВОГО ПРОКАТА

Выше показано, что использование агрегатов с высокими обжатиями в составе литейно-прокатных модулей для производства сортового проката позволяет совместить процессы непрерывной разливки и прокатки, снизить энергоемкость технологического процесса и металлоемкость оборудования, улучшить качество проката из непрерывнолитого металла. Кроме того, было отмечено, что агрегаты с высокими обжатиями будут находить все более широкое применение в составе мелкосортно-проволочных станов, особенно при переходе их на работу с непрерывнолитой заготовкой. Однако применяемые в составе литейно-прокатных модулей агрегаты с высокими обжатиями (радиально-ковочные, колебательно-ковочные машины и т. п.) имеют сложную конструкцию, большие габариты, большое количество звеньев, что увеличивает капитальные и эксплуатационные расходы.

В связи с этим рассмотрим перспективы применения в составе литейно-прокатных модулей АЦД, который имеет сравнительно простую и компактную конструкцию и обладает широкими технологическими возможностями.

Рассмотрим литейно-прокатный модуль (рис. 67), включающий в свой состав сортовую машину непрерывного литья заготовок 1, ножницы для резки заготовок 2, проходную печь или печь-накопитель для выдержки заготовок 3, агрегат циклической деформации 4, петлеобразователь 5 и мелкосортный стан 6, 7, состоящий из 17 клетей.

Требуется определить оптимальные технологические параметры процессов циклической деформации и прокатки, выбрать основные параметры АЦД и оценить динамическую нагрузку приводов. Исходные данные: конечный профиль — круглая сталь диаметром 12 мм, конечная скорость прокатки $V_k = 17$ м/с. Прокатывается сталь 35ГС, минимальная температура заготовки, поступающей в АЦД, равна 1100 °С. Количество клетей непрерывного мелкосортного стана в процессе расчета, равное 17, остается неизменным. Техническая характеристика непрерывного мелкосортного стана приведена в работе В. К. Смирнова, В. А. Шилова, К. И. Литвинова [78].

Для решения задачи используем алгоритм двухуровневой взаимосвязанной оптимизации (см. главу 6).

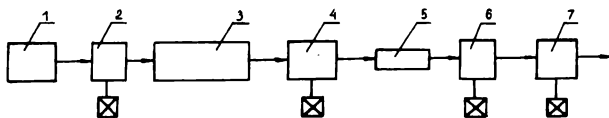


Рис. 67. Схема линейно-прокатного модуля для производства сортового проката

8.1.1. ОПТИМИЗАЦИЯ ПАРАМЕТРОВ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ПРОЦЕССА СИСТЕМЫ «АЦД — МЕЛКОСОРТНЫЙ СТАН»

Поскольку производительность литейно-прокатного модуля задана, то в качестве целевой функции целесообразно использовать расход энергии. Варьируемыми параметрами будут вытяжки λ_i и скорости прокатки V_i .

Таким образом, задача оптимизации технологических параметров литейно-прокатного модуля может быть сформулирована следующим образом:

минимизировать $\varepsilon(\bar{X})$,

$$\bar{X} = [\lambda_i, V_i]$$

при ограничениях

$$\begin{aligned} (T_T^A - T_T^{mc})^2 &\leq \varepsilon; \quad \Pi \geq \Pi_3; \quad \Pi \leq \Pi_{н.у.}; \\ \Delta h_i^{(1)} &\leq \Delta h_i \leq \Delta h_i^{(2)}; \quad w^{(1)} \leq w \leq w^{(2)}; \\ \alpha_i &\leq [\alpha_i]; \quad a_i \leq [a_i]; \quad V_i^{(1)} \leq V_i \leq V_i^{(2)}; \\ L_i &\leq [L_i]; \quad P_i \leq [P_i]; \quad M_{кр.i} \leq [M_{кр.i}]; \\ C_i^k &\geq [C_i^k]; \quad T_{мк}^{(1)} \leq T_{мк} \leq T_{мк}^{(2)}; \\ M_{\max} / M_{\text{ном}} &\leq K_{\text{п}}; \quad M_{кр.i} \leq M_{\text{ном}i}; \\ M_{\text{кв}} &\leq M_{\text{ном}}, \end{aligned}$$

где ε — наперед заданная величина; Π_3 — заданная производительность литейно-прокатного модуля; $\Pi_{н.у.}$ — производительность проходной печи; a_i — отношение осей полосы; C_i^k — жесткость клетки; i — номер прохода, $i = 1, 2, \dots, n$.

Также необходимо задать диапазон изменения вытяжки для АЦД и для клеток мелкосортного стана в виде

$$\lambda_i^{(1)} \leq \lambda_i \leq \lambda_i^{(2)}.$$

Причем для АЦД нижняя граница изменения вытяжки выбирается из условия интенсивной проработки структуры металла по всему сечению непрерывнолитой заготовки. Согласно [1, 30, 53, 96], для агрегатов с высокими обжатиями эта величина $\lambda^{(1)} = 3,5$.

При решении задачи оптимизации процесса циклической деформации использована математическая модель, о которой говорилось в разделе 6.3, а при оптимизации технологических параметров процесса непрерывной прокатки и калибровки валков — математическая модель, разработанная В. К. Смирновым, В. А. Шиловым, К. И. Литвиновым, Ю. В. Инатовичем [78, 79].

Процедура оптимизации системы взаимосвязанных агрегатов «АЦД — непрерывный мелкосортный стан» заключается в следующем. В связи с тем, что расчет параметров литейно-прокатного модуля проводился для научно-производственного объединения «Тулачермет», начальное сечение непрерывнолитой заготовки известно и равно F_0 . Далее из условий обеспечения

интенсивной проработки литой структуры по всему сечению заготовки и хорошей вытяжной способности в случае попеременного обжатия заготовки парами бойков задается суммарная вытяжка λ^A для АЦД. Таким образом, сечение заготовки F_1 , выходящей из АЦД и поступающей в непрерывный мелкосортный стан, равно $F_1 = F_0/\lambda^A$.

Затем производится расчет оптимальных параметров процесса циклической деформации. Для этого необходимо задать диапазоны изменения величины единичного обжатия $\Delta h^{(1)} \leq \Delta h \leq \Delta h^{(2)}$ и угловой скорости эксцентриковых валов $w^{(1)} \leq w \leq w^{(2)}$. При расчете технологических, скоростных и энергосиловых параметров используется математическая модель процесса циклической деформации (см. раздел 6.3).

Удельная энергоемкость процесса циклической деформации определяется по формуле

$$\Theta_{уд}^A = w (M_{кр} \cdot t_m + M_{тр} \cdot t_x) / m, \quad (50)$$

где m — масса заготовки.

При оптимизации технологических параметров непрерывной сортовой прокатки и калибровки валков использована математическая модель, разработанная В. К. Смирновым, В. А. Шиловым, К. И. Литвиновым, Ю. В. Инаговичем [78, 79]. Перед проведением расчетов следует задать схему калибровки валков непрерывного мелкосортного стана. После этого осуществляются распределение коэффициентов вытяжки по клетям и расчет скоростного режима непрерывной прокатки.

Суммарный (фактический) коэффициент вытяжки равен

$$\lambda_{\Sigma} = F_1 / F_k,$$

где F_1 — площадь поперечного сечения исходной заготовки; F_k — площадь поперечного сечения конечного профиля.

При распределении суммарной вытяжки по клетям в качестве варьируемого параметра могут быть использованы следующие суммарные вытяжки:

$$\text{для двух проходов} — \lambda_{\Sigma P_2} = F_i / F_{i+1},$$

$$\text{для трех проходов} — \lambda_{\Sigma P_3} = F_i / F_{i+2}.$$

При этом следует для каждой пары проходов задать диапазон изменения суммарной вытяжки

$$\lambda_{\Sigma P_2}^{(1)} \leq \lambda_{\Sigma P_2} \leq \lambda_{\Sigma P_2}^{(2)}.$$

Для средних коэффициентов вытяжки для каждого прохода производится проверка на соответствие суммарных вытяжек расчетной ($\lambda_{\Sigma P} = \lambda_{\Sigma P_1} \cdot \lambda_{\Sigma P_2} \cdot \lambda_{\Sigma P_n}$) и фактической, согласно ограничению [78, 79]

$$|\lambda_{\Sigma P} - \lambda_{\Sigma}| \leq \varepsilon, \quad (51)$$

где ε — заданная точность.

При невыполнении данного ограничения целевой функции присваивается значение $F = 10^6$. При выполнении ограничения (51) производится ориентировочный расчет скоростного режима прокатки с учетом ограничения

$$V_i^{(1)} \leq V_i \leq V_i^{(2)}.$$

Предельная скорость прокатки $V_i^{(2)}$ определяется путем динамического расчета приводов клетей непрерывного стана (второй уровень оптимизации) и зависит от характеристики электродвигателя. При невыполнении ограничения по скорости целевой функции присваивается значение $F = 10^6$. Далее осуществляется расчет размеров полос и калибров. По известным значениям суммарных коэффициентов вытяжки для двух или трех проходов с учетом параметра a_i производится расчет размеров полос, коэффициентов вытяжки и коэффициентов обжатий для каждого прохода [78]. Для двух проходов суммарная вытяжка равна $\lambda_{\Sigma P_2} = \lambda_1 \cdot \lambda_2$, где λ_1 — вытяжка в равноосном калибре, λ_2 — вытяжка в неравноосном калибре. В процессе расчета выполняется проверка ограничений на условия захвата полосы валками и на устойчивость полосы при прокатке неравноосной полосы в равноосном калибре [78].

По известным значениям параметров полос с учетом степени заполнения калибра и его выпуска производится расчет размеров калибров для всех клетей непрерывного стана.

Расчет температуры полосы производится по методике А. И. Целикова. При этом учитывается ограничение на температуру полосы в конце прокатки.

Расчет энергосиловых параметров осуществляется по методике, изложенной в [78], при этом проводится проверка ограничений по прочности механического оборудования и загрузке электродвигателей.

Для расчета удельного расхода энергии используется зависимость

$$\mathfrak{E}_{\text{уд.}}^{\text{мс}} = \sum_{i=1}^{n_{\text{пр}}} 2M_{\text{кр. } i} \cdot V_i \cdot t_{M i} / (m \cdot D_{\text{к } i}), \quad (52)$$

где $n_{\text{пр}}$ — число пропусков (клетей) непрерывного стана; $D_{\text{к } i}$ — катающий диаметр в i -м калибре.

Для решения задачи оптимизации использован комбинированный алгоритм, построенный на базе методов случайного поиска и симплекса.

В процессе расчета производится проверка ограничений по условиям захвата, устойчивости полосы, скорости прокатки, энергосиловым параметрам, а также проверяется ограничение

$$(\Gamma_{\text{T}}^{\text{A}} - \Gamma_{\text{T}}^{\text{M}})^2 \leq \delta.$$

Результаты решения задачи оптимизации (верхний уровень) приведены в табл. 19 и 20. Калибровка валков мелкосортного стана показана на рис. 68.

Таблица 19

Параметры технологического процесса сортового АЦД

ΔL , мм	w , л/с	Сечение непрерывной заготовки, мм		Сечение раската, мм		T_{mo} , °C	T_{mk} , °C	V_{mk} , м/с	$V_{mk'}$, м/с	P , кН	M , кН·м	$\Sigma A_{уд}$, кВт·ч/т	P , т/ч
		H_0	B_0	H_1	B_1								
15	20,9	150	150	80	80	1100	1101	0,1	0,3	1910	39	5,1	80

Таблица 20

Технологические и энергосиловые параметры прокатки на мелкосортном стане 250 круга диаметром 12 мм из заготовки сечением 80×80 мм

№ клети	H , мм	B , мм	V , м/с	λ	α , град	T_p , °C	P , МПа	P , кН	M , кН·м
1	70	84,5	0,33	1,082	15,3	1161	101,0	286	24,7
2	50	92	0,46	1,389	23,7	1157	103	537	58,5
3	49	65	0,64	1,399	26,7	1150	116	544	69,5
4	32	73	0,80	1,242	23,1	1145	130	559	70,1
5	42	42	1,12	1,395	24,0	1139	134	379	41,1
6	26	60	1,57	1,401	16,8	1136	147	516	58
7	40	33	2,05	1,303	19,1	1130	126	253	25,3
8	20	48	2,70	1,318	15,2	1120	168	300	15,8
9	30	25	3,37	1,251	18,1	1118	201	224	15,6
10	16	38	4,33	1,285	13,7	1117	186	222	13,8
11	25	21	5,21	1,204	16,6	1115	237	160	12,7
12	12	32	6,50	1,248	13,7	1075	213	176	6,7
13	18	18	7,74	1,191	17,3	1077	264	110	5,6
14	11	21	9,77	1,263	13,7	1079	238	63	4,2
15	14	14	11,71	1,199	12,1	1079	267	59	2,4
16	9,8	16,6	14,36	1,226	9,5	1081	246	45	2,8
17	12	12	17,00	1,18	10,6	1081	271	42	1,3

Таблица 21

Параметры технологического процесса при обжатии заготовки сечением 80×80 мм из стали 35ГС на квадрат 40×40 мм на АЦД, $\alpha = 15^\circ$, $\lambda = 4$, $T_{mo} = 1000^\circ\text{C}$

w , л/с	e , мм	T_{mk} , °C	V , м/мин	n_0	P_c , МПа	P , кН	M , кН·м	P , т/ч	$\Sigma A_{уд}$, кВт·ч/т
20	5	1001	4,9	1,49	149	802	13,3	15,4	12,0
20	7,5	1010	7,4	1,52	166	932	12,2	23,1	11,4
20	10	1016	9,9	1,55	180	1060	23,3	31,0	11,5
40	5	1015	9,9	1,49	161	856	14,4	31,0	13,0
40	7,5	1021	14,8	1,52	180	1012	20,6	46,3	12,4
40	10	1025	19,8	1,55	196	1160	27,5	61,7	12,5
60	5	1020	14,8	1,49	169	893	15,1	46,3	13,7
60	7,5	1026	22,3	1,52	191	1066	21,1	70,0	13,1
60	10	1029	29,7	1,55	206	1214	29,1	93,1	13,2

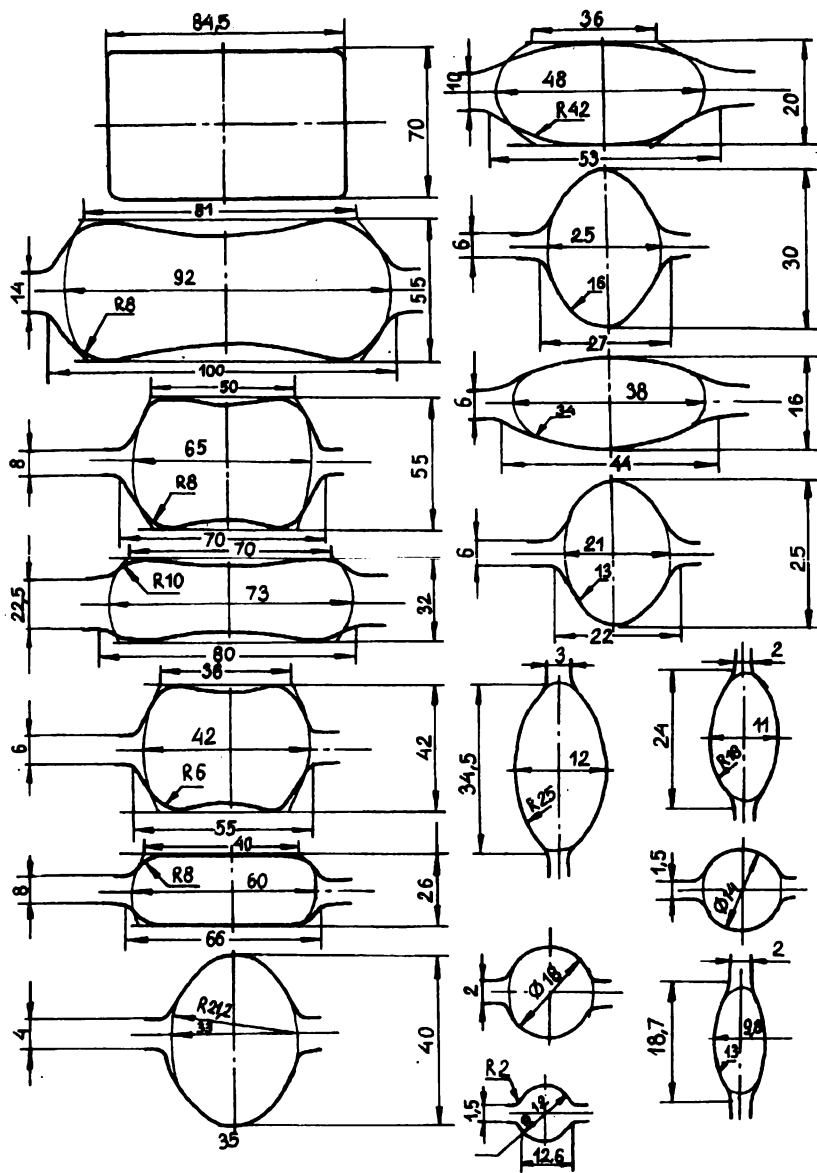


Рис. 68. Калибровка валков мелкосортного стана 250

Результаты расчета показывают, что удалось совместить по пропускной способности процессы циклической деформации и прокатки при скорости выхода заготовки сечением 150×150 мм из кристаллизатора МНЛЗ 6 м/мин. Таким образом, АЦД может быть использован в составе литейно-прокатного модуля для производства сортового проката.

8.1.2. ДИНАМИЧЕСКИЕ НАГРУЗКИ В ГЛАВНОЙ ЛИНИИ АЦД

Оценка динамической нагруженности и расчет оптимальных параметров главной линии АЦД выполнены в 7.2.1. Из приведенного исследования следует, что при угловой скорости вращения эксцентриковых валов, равной 30 1/с, уровень динамических нагрузок не ограничивает технологические параметры процесса циклической деформации.

Что же касается процесса непрерывной сортовой прокатки, то повышение мощностей и скоростей прокатных станов обусловило резкое возрастание уровня динамических нагрузок, которые снижают долговечность несущих элементов главных линий, а интенсивные крутильные колебания валков при высокоскоростной непрерывной прокатке приводят к ухудшению качества проката. Динамические нагрузки определяются технологическими параметрами в переходных стадиях процесса прокатки и конструктивными параметрами главных линий с учетом зазоров в подвижных соединениях. Если технологическими параметрами процесса прокатки и скоростями двигателей действующих станов можно управлять при прокатке, то изменять конструктивные параметры практически невозможно.

Таким образом, методика выбора параметров главных линий прокатных станов на основе исследования динамики оборудования в условиях высокоскоростной непрерывной прокатки позволит оценить повышение производительности по уровню динамических нагрузок, согласовать параметры технологического процесса прокатки и приводов, сформулировать требования к параметрам и настройке приводов с точки зрения улучшения качества проката.

8.2. РАСЧЕТ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ МЕЛКОСОРТНОГО СТАНА С АЦД В ЧЕРНОВОЙ ГРУППЕ

При переводе непрерывных сортовых станов на работу с непрерывнолитой заготовкой возникает ряд проблем, связанных с необходимостью совмещения процессов непрерывной разливки и прокатки: максимальное использование тепла литого металла, определение оптимального сечения непрерывнолитой заготовки, улучшение качества сортового проката и расширение сорта-

Таблица 22

Параметры технологического процесса при обжатии заготовки сечением 80×80 мм из стали 35ГС на квадрат 40×40 мм на АЦД, $\alpha = 15^\circ$, $\lambda = 4$, $T_{\text{мо}} = 1100^\circ\text{C}$

w , л/с	e , мм	$T_{\text{мг}}$, °С	V , м/мин	ρ_0	P_c , МПа	P , кН	M , кН·м	Π , т/ч	$\mathcal{E}_{\text{дл}}$, кВт·ч/т
20	5	1092	4,9	1,49	115	610	10,4	15,4	9,3
20	7,5	1102	7,4	1,52	129	721	14,7	23,1	8,9
20	10	1107	9,9	1,55	139	823	19,7	31,0	8,9
40	5	1107	9,9	1,49	125	660	11,2	31,0	10,0
40	7,5	1113	14,8	1,52	140	785	16,0	46,3	9,7
40	10	1117	19,8	1,55	152	898	21,6	61,7	9,7
60	5	1113	14,8	1,49	131	699	11,7	46,3	10,6
60	7,5	1118	22,3	1,52	148	827	16,9	70,0	10,1
60	10	1121	29,7	1,55	160	948	22,6	93,1	10,2

мента. В связи с этим, как показано выше, представляет значительный интерес использование АЦД в составе черновой группы непрерывного сортового стана, который может заменить 4—5 прокатных клетей, т. е. позволяет снизить капитальные затраты и производственные площади.

Для оценки эффективности использования сортового АЦД в составе мелкосортного стана 250 проведены расчеты, результаты которых даны в табл. 21, 22.

Рассмотрен процесс обжатия непрерывнолитой заготовки сечением 80×80 мм из стали 35ГС на квадрат сечением 40×40 мм, при этом вытяжка $\lambda = 4$. Это позволило исключить из черновой группы мелкосортного стана 5 клетей, а также согласовать по скорости процессы циклической деформации и непрерывной прокатки. В данном случае заготовка сечением 40×40 мм без промежуточного подогрева через петлеобразователь со скоростью 1,1 м/с подается в 6-ю клеть стана 250, причем калибровка валков 6—17-й клетей показана на рис. 20. Скорость подачи заготовки в бойки АЦД должна быть равна 0,3 м/с, что реализуется при величине эксцентриситета эксцентриковых валов 6—7,5 мм и частоте их вращения 375—300 об/мин.

Таким образом, использование АЦД в составе литейно-прокатного модуля для получения сортового проката позволяет согласовать МНЛЗ и непрерывный сортовой прокатный стан по диапазону сечений заготовки и скоростей, увеличить исходное сечение непрерывнолитой заготовки, снизить энергоемкость технологического процесса за счет использования тепла литого металла, улучшить качество сортового проката благодаря интенсивной проработке литой структуры по всему сечению заготовки и получению однородной мелкозернистой структуры металла, а также расширить сортамент профилей, получаемых из одной непрерывнолитой заготовки.

8.3. ОПТИМИЗАЦИЯ ПАРАМЕТРОВ ЛИТЕЙНО-ПРОКАТНОГО МОДУЛЯ ДЛЯ ПРОИЗВОДСТВА ЛИСТА

Как показали проведенные исследования, использование АЦД в составе литейно-прокатного модуля для производства листа позволяет:

1) совместить процессы непрерывной разливки тонких слябов и прокатки;

2) улучшить качество листа за счет получения однородной и мелкозернистой структуры металла, наличия высоких сжимающих напряжений на контактной поверхности бойка с заготовкой, при которых дефекты литейной природы не раскрываются, а несплошности в приконтактном слое завариваются, и за счет хорошей возможности управлять шероховатостью рабочей поверхности бойка по длине очага деформации;

3) использовать тепло литого металла за счет обжатия непрерывнолитого сляба, в частности и из нержавеющей стали, без предварительной сплошной зачистки.

На рис. 69 показана схема литейно-прокатного модуля для получения листа.

Отливаемый в МНЛЗ 1 сляб сечением 50×1200 мм после разрезания ножницами 2 на мерные длины поступает в печь для подогрева и выравнивания температуры металла 3, затем после гидросбива окалины 4 сляб подается в АЦД 5, где обжимается до толщины 4–8 мм. После этого через петлеобразователь 6 полоса поступает в чистовую клеть кварто 7, а затем на адыштаж 8.

Поиск оптимальных параметров АЦД проведен для варианта МНЛЗ со скоростью разливки 6 м/мин, причем обжимается непрерывнолитой сляб из стали 45 с начальной температурой 1150 °С. Величину единичного обжатия изменяли в диапазоне 5–15 мм, угловую скорость эксцентриковых валов — 20–70 1/с. Угол наклона рабочей поверхности бойка равен 20°. Сечение листа — 4×1250 мм.

Расчетные параметры агрегата: величина эксцентриситета эксцентриковых валов $e = 5$ мм, частота вращения эксцентриковых валов $n = 500$ об/мин. Степень деформации за один проход — 92%. Сила деформации $P = 26000$ кН, крутящий момент $M_{кр} = 352$ кН·м, расход энергии $\Theta = 52$ кВт·ч, мощность привода $N = 5500$ кВт.

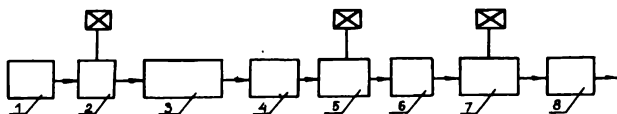


Рис. 69. Схема литейно-прокатного модуля для получения листа

В чистовой клети кварто полоса сечением 4×1250 мм обжимается до толщины 2,5 мм.

Таким образом, использование АЦД в составе литейно-прокатного модуля для производства листа (по сравнению с литейно-прокатным модулем, в составе которого четыре клети кварто) позволяет снизить энергоемкость технологического процесса и металлоемкость оборудования, уменьшить производственные площади, а также улучшить качество листа.

8.4. ОПТИМИЗАЦИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ВЗАИМОСВЯЗАННЫХ АГРЕГАТОВ ОБЖИМНОЙ КЛЕТИ 950 И ЛИНЕЙНОГО СТАНА 800 ОРСКО-ХАЛИЛОВСКОГО МЕТАЛЛУРГИЧЕСКОГО КОМБИНАТА (ОХМК)

В состав прокатного комплекса ОХМК входят обжимная клеть 950 и линейный стан 800, в которых прокатывается непрерывно-литая заготовка сечением 330×480 мм. На этих станах получают широкий сортамент круглых профилей диаметром 90—200 мм.

В качестве привода обжимной клети 950 используется электродвигатель постоянного тока мощностью 5350 кВт с частотой вращения 0—110 об/мин, его номинальная частота вращения составляет 70 об/мин и номинальный момент — 745 кН·м.

Линейный стан 800 включает в свой состав три прокатные клети. В качестве привода рабочих валков первой и второй клетей используется электродвигатель мощностью 8100 кВт с частотой вращения 0—165 об/мин, номинальная частота вращения $n_{\text{ном}} = 110$ об/мин, а номинальный момент $M_{\text{ном}} = 720$ кН·м.

Рабочие валки третьей клети приводятся от электродвигателя мощностью 2400 кВт с частотой вращения 0—220 об/мин, его номинальная частота вращения равна 120 об/мин, а номинальный момент — 195 кН·м. Калибровка валков обжимной клети показана на рис. 70.

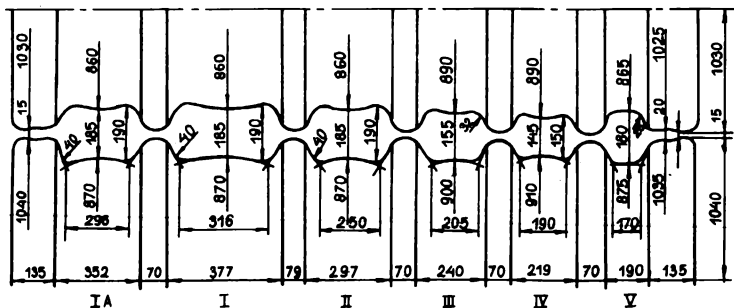


Рис. 70. Калибровка валков обжимной клети 950 Орско-Халиловского металлургического комбината

Для изыскания резервов повышения производительности данного комплекса и совершенствования технологического процесса прокатки непрерывнолитой заготовки решена задача оптимизации системы взаимосвязанных агрегатов «обжимная клеть — линейный стан», поскольку обжимная клеть имеет значительно меньшую пропускную способность, чем линейный стан, что сдерживает повышение производительности прокатного комплекса.

Поэтому в качестве целевой функции при расчете оптимальных технологических параметров целесообразно принять производительность, а в качестве варьируемых параметров — обжатия в пропусках обжимного и линейного станков ΔH_i , скорости прокатки V_i и число пропусков в обжимной клетке n_i . При решении задачи оптимизации необходимо не только добиться снижения цикла прокатки в обжимной клетке, но и согласовать пропускные способности этих агрегатов, т. е. ввести ограничение

$$(T_{\text{ц}}^{\text{ок}} - T_{\text{т}}^{\text{лс}})^2 \leq \delta,$$

где $T_{\text{ц}}^{\text{ок}}$ — цикл прокатки в обжимной клетке; $T_{\text{т}}^{\text{лс}}$ — такт прокатки в первой клетке линейного стана; δ — наперед заданное число.

В связи с тем, что прокатывается непрерывнолитая заготовка, необходимо задать предельную степень деформации или вытяжку, обеспечивающую проработку литой структуры по всему сечению круглого профиля. По данным работы Г. Хойяса и О. Хайна [96], для получения круглого профиля с плотной сердцевиной суммарная вытяжка при прокатке должна быть не менее 8, т. е. $[\lambda] = 8$, а ограничение следует записать в виде

$$\sum \lambda_i - [\lambda_i] \geq 0.$$

Таким образом, задачу оптимизации параметров технологического процесса системы взаимосвязанных агрегатов «обжимная клеть — линейный стан» можно сформулировать следующим образом:

максимизировать

$$F(\bar{X}) = \Pi = \frac{3600 \cdot m}{T} \cdot K_{\text{н}},$$

$$\bar{X} = [\Delta H_i, n_i, V_i]$$

при ограничениях

$$(T_{\text{ц}}^{\text{ок}} - T_{\text{т}}^{\text{лс}})^2 \leq \delta; \alpha_i - [\alpha_i] \leq 0;$$

$$\sum \lambda_i - [\lambda] \geq 0; H_i / B_i - [H_i / B_i] \leq 0;$$

$$L_i - [L_i] \leq 0; P_i - [P_i] \leq 0; M_i - [M_i] \leq 0;$$

$$T_{\text{МК}}^{(1)} \leq T_{\text{МК}} \leq T_{\text{МК}}^{(2)}; M_{\text{КВ}} \leq M_{\text{НОМ}};$$

$$M_{\text{МАХ}i} / M_{\text{НОМ}} \leq K_{\text{П}}; \Pi - \Pi_{\text{Н.У.}} \leq 0.$$

Рис. 71. Калибровка валков клетей линейного стана

Также необходимо задать диапазоны изменения варьируемых параметров:

$$\Delta H_i^{(1)} \leq \Delta H_i \leq \Delta H_i^{(2)};$$

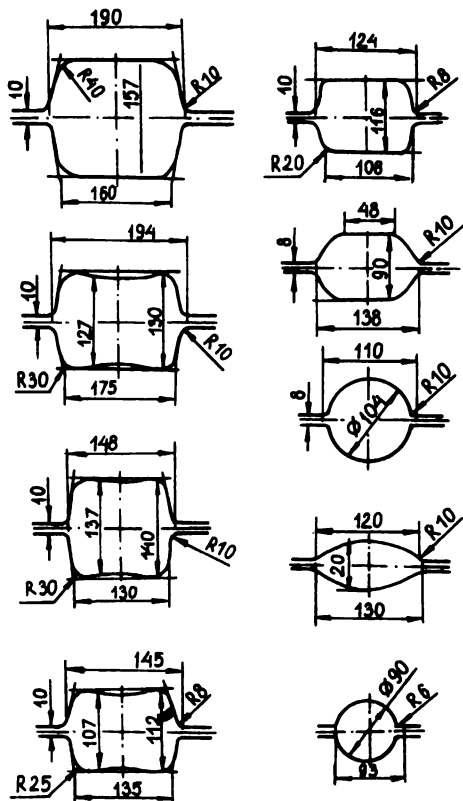
$$V_i^{(1)} \leq V_i \leq V_i^{(2)}.$$

Для расчета технологических, энергосиловых и скоростных параметров процесса прокатки на обжимном и линейном станах использована методика, изложенная в работе В. К. Смирнова, В. А. Шилова, Ю. В. Инатовича [79].

Расчеты проведены для условий прокатки круглых профилей $\varnothing 90$ и $\varnothing 115$ из непрерывнолитой заготовки из стали 65Г сечением 330×480 мм и длиной 3 м.

Результаты расчета технологических, скоростных и силовых параметров процесса в обжимной клети и на линейном стане при существующих схемах прокатки приведены в табл. 23, 24. Из приведенных данных следует, что обжимная клеть имеет значительно меньшую пропускную способность, чем линейный стан, поскольку цикл прокатки в этой клети составляет $T_{\text{ц}}^{\text{ок}} = 53$ с, а такт прокатки на линейном стане $T_{\text{т}}^{\text{лс}} = 41,6$ с, т. е. при существующей схеме обжатий на обжимной клети уменьшить время цикла $T_{\text{ц}}^{\text{ок}}$ не представляется возможным.

В связи с этим была поставлена и решена задача оптимизации системы взаимосвязанных агрегатов. При ее решении варьировали число пропусков на обжимной клети, распределяли обжатия по пропуску обжимной клети и линейного стана с учетом системы ограничений, что позволило уменьшить цикл прокатки на обжимной клети, согласовать его с тактом прокатки на линейном стане, определить оптимальное сечение заготовки для линейного стана (табл. 25, 26). Расчеты проведены для наиболее тяжелого профиля в сортаменте станом — круга диаметром 90 мм (рис. 71). Сокращение цикла прокатки на



Результаты расчета параметров прокатки непрерывнолитой заготовки сечением
330×480 мм стали 65Г на стане 950

№ калибра	№ пропуска	H	B	ΔH	t _п	t _к	n ₁	n ₂	n _{max}	P, кН	M, кН·м
		мм			с		об/мин				
I	—	330	480	—	3	—	—	—	—	—	—
	1	430	335	50	1,14	1,17	40	30	73	4440	729
	2	380	343	50	1,14	1,34	30	30	74	4255	706
	3	330	350	50	3,5	1,25	30	60	86	4193	695
	4	290	340	60	1,21	1,54	40	30	87	4593	831
II	5	240	350	50	3,5	1,58	30	60	90	4170	691
	6	300	248	50	1,14	1,80	50	30	90	3008	498
	7	260	256	40	3,5	1,81	40	60	90	2641	394
III	8	206	272	50	3,5	2,01	50	60	90	3391	562
	9	207	221	65	3,5	2,49	40	60	90	3419	657
IV	10	181	217	40	3,5	2,77	50	60	90	2509	382
	11	152	200	65	—	3,6	40	60	90	3475	671
Цикл прокатки — 53 с				Суммарное время пауз— 28,65 с				Машинное время — 21,35 с			
M _{кв} = 584 кН·м				$\frac{M_{кв}}{M_{ном}} = \frac{584}{745} = 0,78$				$\frac{M_{max}}{M_{ном}} = \frac{1411}{745} = 1,89$			

обжимной клетки равно 9,35 с (≈17%). Отличие предлагаемой схемы обжатий от существующей заключается в уменьшении количества пропусков с 11 до 9, кроме того, пропуски 4—6 осуществляются в калибре 1А вместо калибра 1.

Для внедрения предлагаемых режимов прокатки в первой клетки линейного стана следует увеличить ширину первого ящичного калибра со 175 до 190 мм, второго — с 176 до 194 мм.

В табл. 27 приведены расчеты оптимальных технологических параметров процесса прокатки на линейном стане из заготовки 170×204 круга диаметром 115 мм, такт прокатки равен 36 с.

Выше было установлено, что вытяжка при прокатке $[\lambda] = 8$ и более обеспечивает получение из непрерывнолитой заготовки круглого профиля с плотной сердцевиной. Поскольку из одной непрерывнолитой заготовки сечением 330×480 мм получают широкий сортамент круглых профилей (Ø 90—200 мм), то для многих профилей суммарная вытяжка будет меньше 8. Это приводит к тому, что при получении круга диаметром 150 мм и более отсутствует интенсивная проработка литой структуры, т. е. получаются круглые профили с рыхлой осевой зоной, а это существенно снижает выход годного. Увеличение сечения непрерывнолитой заготовки до максимально возможной величини-

Результаты расчета прокатки на линейном стане профиля $\varnothing 90$ из заготовки сечением 152×200 мм, сталь 65Г

№ клетки	№ пропуска	Калибр	Сечение раската, мм		B_k , мм	α , град	a	λ	P , кН	M , кН·м	$T_{\text{л}}$, °С
			H	B							
1	—	—	152	200	—	—	—	—	—	—	—
	1	Ящичный	155	162	175	20,6	1,05	1,25	3117	845	1095
	2	Тот же	127	168	176	15,9	1,32	1,18	2605	525	1090
	3	»	135	135	146	16,7	1	1,18	2045	465	1085
	4	»	110	139	146	14,8	1,26	1,19	2228	460	1078
2	5	»	115	115	123	13,8	1	1,16	1630	316	1071
	6	Плоский овал	90	130	138	16,0	1,44	1,14	2415	448	1059
	7	Круг	104	104	104	14,5	1	1,16	2037	378	1049
3	8	Овал	80	112	130	14,6	1,4	1,19	2010	373	1038
	9	Круг	90	90	90	13,2	1	1,13	1216	197	1013
			$M_{\text{кв}} = 640,4$ кН·м;			$\frac{M_{\text{кв}}}{M_{\text{ном}}} = \frac{640,4}{720} = 0,89$;			$\frac{M_{\text{max}}}{M_{\text{ном}}} = \frac{1293}{720} = 1,8$		

ны (330×540 мм), как показали расчеты, не приводит к желаемым результатам.

Одним из путей решения проблемы существенного улучшения качества крупных круглых профилей является использование сортового АЦД в линии МНЛЗ ОХМК, который по своей пропускной способности сможет обрабатывать непрерывнолитые заготовки сечением 330×480 мм с двух- и даже с четырехручьевого МНЛЗ. Эти непрерывнолитые заготовки после разрезания на мерные длины должны поступать в проходную печь для подогрева и выравнивания температуры, а затем поступать в АЦД.

На АЦД из непрерывнолитой заготовки сечением 330×480 мм можно получать заготовку сечением 170×204 мм для линейного стана, вытяжка при этом составит 4,6. Для того чтобы согласовать пропускные способности АЦД и линейного стана, скорость входа заготовки в бойки АЦД должна составлять 4,5—5 м/мин.

8.5. НОВЫЕ УСТАНОВКИ СОВМЕЩЕННЫХ ПРОЦЕССОВ НЕПРЕРЫВНОГО ЛИТЬЯ И ДЕФОРМАЦИИ

Одно из наиболее перспективных направлений развития металлургического производства — создание машин непрерывного литья заготовок, близких по форме и размерам к готовым изде-

Результаты расчета оптимальных параметров процесса прокатки непрерывнолитой заготовки сечением 330×480 мм из стали 65Г на стане 950

№ калибра	№ пропуска	H	B	ΔH	t _п	t _н	n ₃	n ₂	n _{max}	P, кН	M, кН·м
		мм			с						
I	—	330	480	—	3	—	—	—	—	—	—
	1	420	338	60	1,21	1,18	40	30	71	5003	903
	2	370	345	50	1,14	1,36	30	30	72	4266	710
IA	3	320	352	50	3,5	1,32	30	60	72	4214	702
	4	277	334	75	3,5	1,48	40	60	72	5463	1094
	5	274	288	60	1,21	1,89	40	30	72	4078	736
II	6	214	302	60	3,5	2,14	30	60	72	4434	800
	7	232	229	70	1,28	2,66	40	30	72	3896	755
IV	8	180	245	60	3,5	3,02	30	60	72	4037	728
	9	170	204	75	—	3,76	40	60	72	4040	821
Цикл прокатки — 43,65 с				Суммарное время пауз — 21,84 с				Машинное время — 18,81 с			
M _{кв} = 705,4 кН·м, M _{ном} = 745 кН·м				$\frac{M_{кв}}{M_{ном}} = \frac{705,4}{745} = 0,95$;				$\frac{M_{max}}{M_{ном}} = \frac{1690}{745} = 2,26$			

лиям, что позволяет существенно снизить энергоемкость технологического процесса и металлоемкость оборудования, уменьшить производственные площади, сократить потери металла и улучшить качество металлоизделий.

Причем проблема получения заготовок, близких по форме и размерам к готовым изделиям, может быть решена, как было показано выше, путем использования различных конструкций установок циклической деформации для обжатия выходящих из кристаллизатора МНЛЗ заготовок. Однако, по нашему мнению, наиболее перспективным решением данной проблемы является создание установок совмещенных процессов непрерывного литья и деформации.

Развитие этого направления в металлургии связано с тем, что действующие МНЛЗ имеют ряд недостатков: большие габариты, в частности, технологическая линия слябовых МНЛЗ составляет 6500 т; малая стойкость дорогостоящих роликов зоны вторичного охлаждения; низкое качество заготовок; применение сплошной зачистки, например для слябов из нержавеющей стали, а это не позволяет использовать тепло литого металла и снижает выход годного, причем потери непрерывнолитого металла достигают 10%.

Таким образом, создание новых МНЛЗ связано с высокими капитальными и эксплуатационными затратами. Все это препятствует широкому внедрению прогрессивного процесса непрерывной разливки стали. Следует также отметить, что в на-

Результаты расчета оптимального режима прокатки на линейном стане профиля
 $\varnothing 90$ из заготовки сечением 170×204 мм из стали 65Г

№ клетки	№ пропуска	Калибр	Сечение раската, мм		$V_{к.}$, мм	α , град	λ	P , кН	M , кН·м	$T_{к.}$, °С
			H	B						
1	—	—	170	204	—	—	—	—	—	—
	1	Ящичный	157	179	190	20,8	1,25	3030	815	1119
	2	Тот же	127	189	194	16,2	1,17	2717	504	1114
	3	»	140	140	147	19,8	1,26	2371	638	1110
	4	»	112	143	145	15,5	1,21	2142	464	1103
2	5	»	116	116	124	14,5	1,16	1531	312	1095
	6	Плоский овал	90	130	138	16,7	1,15	2257	419	1083
	7	Круг	104	104	104	14,5	1,16	1916	355	1073
3	8	Овал	80	120	130	14,6	1,18	1905	353	1061
	9	Круг	90	90	90	15,4	1,13	1147	135	1042
$M_{кв} = 659,6 \text{ кН·м};$			$\frac{M_{кв}}{M_{ном}} = \frac{659,6}{720} = 0,916;$			$\frac{M_{max}}{M_{ном}} = \frac{1234}{720} = 1,71$				

стоящее время на производстве не работают МНЛЗ для получения тонких слябов.

Фирма «Маннесман-Демаг» разработала установку для получения тонких слябов толщиной 15 мм, где выходящий из кристаллизатора сляб толщиной 60 мм обжимается несколькими парами роликов (валков) зоны вторичного охлаждения до толщины 15 мм. Однако кристаллизатор данной установки имеет сложную форму, поэтому усложняются его изготовление и эксплуатация. Кроме того, не все марки стали можно подвергать обжатию без предварительной сплошной зачистки.

Решить многие проблемы процесса непрерывной разливки черных и цветных металлов и сплавов можно, по нашему мнению, путем использования принципиально новой установки совмещенных процессов непрерывного литья и деформации (УНЛД) (защищена авторскими свидетельствами). Эта установка разработана на основе процессов и установок циклической деформации и предназначена для получения тонких слябов и листа, сортовых заготовок, биметалла и других профилей со скоростью 10—15 м/мин и выше.

Основные преимущества УНЛД:

1) минимальные габариты установки в связи с отсутствием зоны вторичного охлаждения и тянущего устройства;

2) возможность получения листа из черных и цветных металлов толщиной 2—4 мм и заданной ширины со скоростью 15 м/мин и выше;

Результаты расчета параметров прокатки на линейном стане профиля $\varnothing 115$ из заготовки сечением 170x204 мм из стали 65Г

№ клетки	№ пропуска	Калибр	Сечение раската, мм		В, мм	α , град	a	λ	P, кН	M, кН·м	T _н , °C
			H	B							
1	—	—	170	204	—	—	—	—	—	—	—
	1	Ящичный	157	179	190	20,8	1,14	1,25	3030	815	1119
	2	Тот же	127	189	194	19,2	1,49	1,17	2717	504	1114
	3	»	150	134	147	17,9	1,12	1,19	2348	610	1110
2	4	Плоский овал	110	157	170	14,1	1,42	1,16	2497	465	1103
	5	Круг	125	125	125	16,3	1	1,25	1987	373	1095
	6	Овал	105	138	150	12,8	1,3	1,1	1860	348	1083
3	7	Круг	115	115	115	13,8	1	1,1	1241	201	1075
$M_{кв} = 610 \text{ кН·м};$			$\frac{M_{кв}}{M_{ном}} = 0,85;$			$\frac{M_{max}}{M_{ном}} = \frac{1032}{720} = 1,43$					

3) высокое качество металлопродукции за счет получения мелкозернистой и однородной структуры металла без дефектов литейной природы благодаря интенсивному перемешиванию жидкого металла и обжатию бойками с высокой степенью деформации затвердевшего металла; исключения продольной разнотолщинности полосы вследствие узкого температурного интервала деформации; высокой точности полосы и хорошего качества ее поверхности вследствие деформации и наличия калибрующего участка на бойках кристаллизатора;

4) стабильность и хорошая возможность управления процессом непрерывного литья и деформации;

5) наличие минимальной толщины окалины на полосе вследствие обжатия в кристаллизаторе практически неокисленного металла;

6) возможность успешно реализовать процессы термомеханической обработки полосы, выходящей из кристаллизатора;

7) возможность обрабатывать металлопластичные и труднодеформируемые стали и сплавы благодаря схеме напряженного состояния металла при деформации бойками и в узком температурном интервале.

Следует также отметить, что в верхней части кристаллизатора УНЛД реализуется известный процесс непрерывного литья заготовок, в нижней части — хорошо изученный в промышленных условиях процесс циклической деформации непрерывнолитых заготовок.

Для создания и эксплуатации данной установки требуются минимальные капитальные затраты, что связано со следующими ее особенностями:

1) установка имеет небольшие габариты, поскольку отсутствует зона вторичного охлаждения;

2) для привода установки в ряде случаев можно использовать привод обычного прокатного стана, который, как правило, имеется на заводах;

3) не требуется замена дорогостоящих роликов зоны вторичного охлаждения;

4) из технологической линии исключаются нагревательные печи, а также прокатные клети, количество которых зависит от толщины исходного непрерывного сляба для получения горячекатаного листа толщиной 2—4 мм, что существенно снижает расход топлива и электроэнергии литейно-прокатного комплекса;

5) в кристаллизаторе практически происходит обжиг неокисленного металла, что позволяет сократить время травления полосы перед холодной прокаткой;

6) разработана конструкция кассеты-кристаллизатора совмещенного процесса непрерывного литья и циклической деформации, которая устанавливается в клетку прокатного стана вместо валков, что позволяет использовать стан с приводом как УНЛД для получения заготовок, близких по форме и размерам к готовым изделиям.

Применение процессов и установок

1. Применение УНЛД для производства горячекатаного листа толщиной 2—4 мм в составе литейно-прокатных модулей для производства тонкого листа позволит создать сравнительно экологически чистые технологические процессы и существенно снизить удельные капитальные и эксплуатационные затраты. Высокое качество полосы с минимальной толщиной окисной пленки позволяет исключить сплошную зачистку непрерывнолитого металла из нержавеющей стали, сократить время травления полосы перед холодной прокаткой, причем полосу, выходящую из кристаллизатора, можно без подогрева прокатывать в чистовой клети. Кроме того, сравнительно невысокая скорость полосы, выходящей из кристаллизатора, обеспечивает возможность реализовать режимы термомеханической обработки сталей и сплавов.

2. Использование УНЛД в составе литейно-прокатного модуля для производства автолиста позволит за счет быстрого застывания и охлаждения тонкой полосы предотвратить выделение нитридов алюминия, т. е. исключить необходимость специального температурного режима в печи для растворения нитридов алюминия, а также сократить время травления или использовать вместо травления другие способы удаления с полосы воздушной окисной пленки, таким образом создать экологически

чистый процесс с минимальными металлоемкостью оборудования и производственными площадями.

3. УНЛД используется для производства тонких слябов толщиной 10—15 мм и толстого листа с мелкозернистой и однородной структурой, без дефектов литейной природы и с хорошим качеством поверхности. Это позволяет исключить из технологического процесса сплошную зачистку. Кроме того, обжатие полосы бойками с высокой степенью деформации дает возможность (по сравнению с процессом прокатки) получить зерна размером 8—9 баллов и повысить механические свойства на 10—15%.

Деформация полосы в узком температурном интервале позволяет также исключить продольную разнотолщинность листа и дает хорошую возможность при выходе толстого листа из кристаллизатора реализовать процессы термомеханической обработки.

4. Разработана кассета с кристаллизатором, которая устанавливается в клеть прокатного стана вместо валков, чтобы использовать прокатную клеть с приводом как УНЛД, что позволит внедрить данный процесс с минимальными капитальными затратами.

5. УНЛД сортовых заготовок позволит одновременно получить несколько заготовок сечением 40×40 мм² и более, соединенных перемычками. После кристаллизатора осуществляют разделение заготовок дисковыми пилами, и заготовки поступают в специальную печь-накопитель, а затем по одной или по две подаются в мелкосортный или проволочный стан. Использование УНЛД позволит исключить из технологической линии нагревательные печи и черновую группу клетей мелкосортного или проволочного стана.

6. УНЛД для производства биметаллической полосы позволит получить биметалл (углеродистая сталь — нержавеющая сталь, сталь — алюминий, сталь — медь и т. д.) с хорошим качеством поверхности, заданной толщиной плакировочного слоя и надежным сцеплением слоев, тем самым из технологической линии исключаются агрегаты и участки для наплавки, подготовки полос, нагрева и прокатки.

7. УНЛД для получения двутавровых заготовок дает возможность иметь заготовки с мелкозернистой и однородной структурой и без дефектов литейной природы для последующей прокатки в универсальной балочной клетке, что исключает из технологической линии балочного комплекса блюминг 1500 и нагревательные печи.

8.6. РАСЧЕТ ОСНОВНЫХ ПАРАМЕТРОВ СОВМЕЩЕННОГО ПРОЦЕССА НЕПРЕРЫВНОГО ЛИТЬЯ И ДЕФОРМАЦИИ

Принципиальными отличиями предлагаемой установки от действующих МНЛЗ являются:

- конструкция сборного кристаллизатора, где происходит кристаллизация металла с образованием оболочки с жидкой фазой и формирование из нее полосы путем сближения корочек слитка и гибки боковых стенок; ковка бойками затвердевшего металла до заданных размеров листа и калибровка полосы;

- слиток с жидкой фазой поступает из водоохлаждаемого кристаллизатора не в зону вторичного охлаждения МНЛЗ, где в основном и образуются все дефекты, а в разъемную часть сборного кристаллизатора, где формируется полоса заданного сечения, что позволяет исключить зону вторичного охлаждения и существенно снизить габариты и металлоемкость установки.

Причем формирование из оболочки с жидкой фазой полосы путем гибки боковых стенок оболочки осуществляется в условиях, близких к всестороннему сжатию, поскольку на замкнутую наружную поверхность оболочки по всему периметру действуют сжимающие напряжения, а на внутреннюю поверхность оболочки — гидростатическое давление. Такая благоприятная схема формирования полосы предотвращает образование поверхностных дефектов, что особенно хорошо для рессор.

Таким образом, габариты установки совмещенных процессов — это габариты прокатной клетки, обеспечивающие высокое качество металлопродукции — за счет получения мелкозернистой и однородной структуры металла без дефектов литейной природы и неметаллических включений вследствие интенсивного перемешивания жидкого металла иковки бойками затвердевшего металла; — за счет хорошего качества поверхности полосы с минимальной толщиной окалины вследствие обжата в кристаллизаторе практически не окисленного металла и в узком температурном интервале.

Предлагаемая технология и установка для производства заготовок для рессор на Чусовском метзаводе позволит:

- исключить из технологического процесса производства рессор участок изложниц, т. е. на 20% сократить расход рессорной стали;

- исключить 1—2 нагрева заготовок, т. е. существенно снизить расход топлива и улучшить экологическую обстановку;

- избежать прокатный передел, т. е. существенно снизить расход электроэнергии;

- повысить качество рессорных полос;

- существенно сократить капитальные затраты на создание новой технологии и оборудования, поскольку масса установки совмещенных процессов непрерывного литья и деформации для

получения полос сечением 10—25×90 мм 25 т, что меньше в 100 и более раз, чем существующие МНЛЗ, а мощность приводного электродвигателя 300 кВт;

— существенно снизить себестоимость производства рессор.

Исходные данные расчета следующие: параметры заготовки, высота 10÷30 мм, ширина 60—90 мм, длина 1,0—2,1 м; сталь 60С2, 50ХГ, 50ХГФА; скорость выхода полосы 6 м/мин.

8.6.1. Расчет параметров кристаллизатора и оценка производительности установки

Сечение полосы 10×90 мм. Размеры неразъемного кристаллизатора: ширина $B = 60$ мм, высота $H = 60$ мм.

Толщина корочки слитка (σ_1), выходящего из неразъемного кристаллизатора, определяется по формуле: $\sigma_1 = K \sqrt{\tau}$, где K — коэффициент затвердевания. В случае непрерывного литья стали $K = 23$, τ — время кристаллизации.

Время кристаллизации

$$\tau = \frac{l_1}{v_1},$$

где v_1 — скорость вытягивания слитка из неразъемного кристаллизатора. При выходе слитка из неразъемного кристаллизатора толщина корочки $\sigma_1 = 10$ мм, отсюда время кристаллизации

$$\tau = \left(\frac{\sigma_1}{K}\right)^2 = \left(\frac{10}{23}\right)^2 = 0,16 \text{ мин.}$$

Длина рабочей части неразъемного кристаллизатора $l_1 = v_1 \tau$. Скорость вытягивания слитка $v_1 = 4$ м/мин. С учетом этого

$$l_1 = 4 \cdot 0,16 = 640 \text{ мм.}$$

Определим параметры разъемного кристаллизатора, угол наклона рабочей поверхности бойков $\alpha = 10^\circ$.

Длина наклонного участка разъемного кристаллизатора

$$l_2 = \frac{H_0 - h}{2 \operatorname{tg} \alpha} = \frac{60 - 10}{2 \operatorname{tg} 10^\circ} = 143 \text{ мм.}$$

Смыкание корочек слитка произойдет при $\sigma_1 = 15$ мм, т. е. высота полосы при этом будет $H_1 = 30$ мм, отсюда длина деформирующего участка бойков

$$l_3 = \frac{H_1 - h}{2 \operatorname{tg} \alpha} = \frac{30 - 10}{2 \operatorname{tg} 10^\circ} = 57 \text{ мм.}$$

Величина подачи слитка бойками разъемного кристаллизатора

$$S_1 = e/\operatorname{tg} \alpha,$$

где e — величина эксцентриситета эксцентриковых валов:

$$S_1 = 5/\operatorname{tg} 10^\circ = 30 \text{ мм.}$$

Скорость выхода слитка из неразъемного кристаллизатора $v_1 = 4$ м/мин, она должна быть равна средней скорости движения полосы в разъемном кристаллизаторе, отсюда

$$v_1 = S_1 \cdot n \cdot 10^{-3} \text{ м/мин,}$$

где n — угловая скорость эксцентриковых валов.

$$n = \frac{v_1}{S_1 \cdot 10^{-3}} = \frac{4 \cdot 10^3}{30} = 133 \text{ об/мин.}$$

Величина перемещения (подачи) полосы на выходе из бойков разъемного кристаллизатора

$$S = S_1 + S_2,$$

где S_2 — величина продвижения полосы за счет течения металла в очаге деформации. При обжатии бойками затвердевшей полосы с 30 мм до 10 мм за счет вытяжки скорость выхода полосы из разъемного кристаллизатора по экспериментальным данным составит $v_2 = 8$ м/мин..

Часовая производительность установки $Q_ч = 60 \cdot h \cdot v_2 \cdot B \cdot \gamma$, где γ — удельный вес металла; $\gamma = 7,8 \text{ т/м}^3$, $Q_ч = 60 \cdot 0,01 \cdot 6 \times 0,09 \cdot 7,8 = 3,36 \text{ т/ч}$. Годовая производительность $Q_{год} = Q_ч \times 7000 = 3,36 \cdot 7000 = 23520 \text{ т/год}$.

8.6.2. Расчет энергосиловых параметров

Сила деформации $P = P_c \cdot F_k$;

$$P_c = n_\sigma \cdot \sigma_s,$$

где P_c — средняя удельная контактная сила.

F — контактная площадь, n_σ — коэффициент напряженного состояния, σ_s — сопротивление металла при деформации.

Определим n_σ по уравнению регрессии:

$$n_\sigma = 0,88 + 0,5 \frac{\lg}{H_c}.$$

$H_c = 20 \text{ мм}$, $\lg = 57 \text{ мм}$,

$$n_\sigma = 0,88 + 0,5 \frac{57}{20} = 2,3.$$

Сопротивление металла деформации σ_s определим, используя метод термомеханических коэффициентов

$$\sigma_s = \sigma_0 \cdot K_T \cdot K_H \cdot K_\epsilon.$$

Сопротивление металла деформации [79]

$$\sigma_s = \frac{\varepsilon^{0,134} \cdot U^{0,16}}{e^{0,00275 \tau}}.$$

Средняя скорость деформации $U = 1,45 \frac{v \cdot \varepsilon}{\lg}$.

Окружная скорость валов $v = \frac{\pi \cdot n}{30} \cdot e = \frac{3,14133}{30} \cdot 0,005 = 0,066 \text{ м/с}$.

Средняя степень деформации $\varepsilon = \frac{\Delta H}{H_c} = \frac{20}{20} = 1,0$.

$$U = 1,45 \frac{0,066 \cdot 1}{0,057} = 1,62 \text{ 1/с}.$$

Примем среднюю температуру металла в очаге деформации $T_m = 1200 \text{ }^\circ\text{C}$, тогда σ_s будет равно

$$\sigma_s = 2298 \frac{1^{0,134} \cdot 1,62^{0,16}}{2,3^{3,3}} = 147 \text{ МПа}.$$

С учетом этого удельная сила деформации $P_c = 2,3 \cdot 147 = 338 \text{ МПа}$.

Сила деформации $P = P_c \cdot F_k = 33,8 \cdot 57 \cdot 90 = 1734 \text{ кН}$.

Мощность привода

$$N = \frac{0,105 \cdot P \cdot e \cdot n'}{2 \cdot \eta} = \frac{0,105 \cdot 1734 \cdot 0,005 \cdot 133}{2 \cdot 0,7} = 86 \text{ кВт}.$$

8.6.3. Выбор параметров кристаллизатора

Неразъемный кристаллизатор: длина $l_n = 750 \text{ мм}$, высота $H_1 = 60 \text{ мм}$, ширина $B_1 = 60 \text{ мм}$.

Разъемный кристаллизатор: длина наклонного участка разъемного кристаллизатора $l_g = 150 \text{ мм}$; длина калибрующего участка бойков разъемного кристаллизатора: $l_k = (1,5 \div 2,0)S = 100 \text{ мм}$; длина разъемного кристаллизатора $l_p = l_g + l_k = 150 + 100 = 250 \text{ мм}$.

Общая длина сборного кристаллизатора

$$L = l_n + l_p = 750 + 250 = 1000 \text{ мм}.$$

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Агрегаты высоких обжатий в современном прокатном производстве//Л. К. Нестеров, Г. А. Сагитов, Н. Ф. Грицук и др.//Чер. металлургия. 1989. № 6. С. 28—46.
2. Анализ и оптимальный синтез на ЭВМ систем управления//Г. А. Дидук, А. С. Коновалов, И. А. Огурок, Л. А. Осипов. М.: Наука, 1984. 344 с.
3. Аоки М. Введение в методы оптимизации. М.: Наука, 1977. 344 с.
4. Баимов Н. И. Оптимизация работы обжимных станов. М.: Металлургия, 1974. 214 с.
5. Биргер М. А. Основы автоматизированного проектирования//Изв. вузов. Машиностроение. 1977. № 8. С. 5—15.
6. Брюггман П., Капеллер В., Кляйне-Клефман В. Влияние автоматизации на проектирование и ввод в эксплуатацию агрегатов//Чер. металлы. 1980. № 6. С. 9—14.
7. Виллим Ф. Непрерывное литье заготовок для изготовления рельсов, тяжелых балок и труб//Чер. металлы. 1980. № 10. С. 38—42.
8. Вторая слябовая МНЛЗ на заводе в Бснкерверте фирмы Тиссен//Г. Рауер, Р. Бертрам, Н. Кенитцеридр и др.//Чер. металлы. 1981. № 23. С. 32—43.
9. Вупперман К. Д. Пути увеличения исходного сечения заготовки на сортовых и проволочных станах//Чер. металлы. 1977. № 11. С. 8—14.
10. Выдрин В. Н., Березин Е. Н., Коваль Г. И. Формоизменение, геометрия рабочих валков и конуса деформации при многоручьеовой прокатке на стане прокатки-ковки//Изв. вузов. Чер. металлургия. 1980. № 4. С. 70—71.
11. Вюнненберг К. Производство непрерывнолитых заготовок, отвечающих высшим требованиям качества//Труды 6-го Международного конгресса железа и стали: Сб. 1990. Т. 3. С. 364—376.
12. Вюнненберг К., Якоби Х. Внутренняя структура непрерывнолитых заготовок//Чер. металлы. 1981. № 14. С. 30—39.
13. Вюнш Д., Зеелирер А. Расчет крутильных колебаний главных приводов чистовой линии широкополосного стана горячей прокатки//Чер. металлы. 1971. № 23. С. 20—27.
14. Горизонтальная МНЛЗ второго поколения//Р. Викторхагер, П. Штадлер, И. Шнакенбург//Чер. металлы. 1988. № 23. С. 16—19.
15. Грицук Н. Ф. Состояние и перспективы развития производства сортового проката//Совершенствование технологии производства горячекатаных профилей: Сб. науч. тр. Харьков, 1986. С. 5—11.
16. Грицук Н. Ф., Антонов С. П. Производство широкополочных двутавров. М.: Металлургия, 1978. 304 с.
17. Грудев А. П., Зильберг Ю. В., Тилик В. Т. Трение и смазки при обработке металлов давлением: Справ. М.: Металлургия, 1982. 312 с.
18. Дамбраускас А. П. Симплексный поиск. М.: Энергия, 1978. 176 с.
19. Житомирский Б. Е. Выбор параметров трансмиссий прокатных станов по критерию максимума долговечности//Вестн. машиностроения. 1981. № 4. С. 13—17.
20. Жучин В. Н., Никитин Г. С. Расчет усилий при непрерывной горячей прокатке. М.: Металлургия, 1986. 197 с.
21. Иванченко Ф. К., Красношапка В. А. Динамика металлургических машин. М.: Металлургия, 1983. 295 с.
22. Изготовление плоских непрерывнолитых заготовок с размерами, близкими к конечным//Металлург. оборудование: Экспресс-информация. М., 1989. Вып. 1. С. 1—12.

23. Интенсификация работы блюминга 1300 Западно-Сибирского металлургического завода/В. А. Чичигин, О. С. Лехов, В. А. Воскресенский и др.//Обработка металлов давлением: Сб. науч. тр. Вып. 1/Урал. политехн. ин-т. Свердловск, 1973. С. 62—66.
24. Исследование различных конструкций ножиц обжимных станков/О. С. Лехов, Т. Г. Химич, Ю. И. Смирнов, С. К. Рытиков//Изв. вузов. Чер. металлургия. 1979. № 10. С. 129—132.
25. Использование метода многокритериальной оптимизации при проектировании трансмиссий главных приводов прокатных станков/Б. Е. Житомирский, Ю. А. Рубанович, А. А. Филатов и др.//Машиноведение. 1984. № 1. С. 33—40.
26. Канцельсон М. П., Вайсфельд М. Б. Машины для высоких обжатий сортовых заготовок в СССР и за рубежом: Обзор/ЦНИИТЭИтяжмаш. М., 1985. С. 48.
27. К вопросу определения усилий резания металла в горячем состоянии/В. И. Одинокоев, О. С. Лехов, Т. Г. Химич, А. В. Песков//Изв. вузов. Чер. металлургия. 1981. № 8. С. 142—145.
28. Кожевников С. Н. Метод упрощения динамических моделей при расчете приводов металлургических машин//Машиноведение. 1981. № 1. С. 3—6.
29. Колпаков С. В. Задачи науки по ускорению технического перевооружения отрасли//Металлургия. Проблемы, поиски, решения: Темат. сб. науч. тр. М., 1989. С. 5—11.
30. Кох Г., Конн Р. Прогресс в области деформаций с большими обжатиями//Чер. металлы. 1979. № 21. С. 3—11.
31. Лехов О. С., Вологов И. Ф. Динамика линий горизонтальных клетей непрерывно-заготовочных станков//Изв. вузов. Чер. металлургия. 1977. № 6. С. 170—173.
32. Лехов О. С. Вычислительный комплекс для автоматизированного расчета основных параметров прокатных станков. Сообщ. 1//Изв. вузов. Чер. металлургия. 1979. № 4. С. 71—75.
33. Лехов О. С. Вычислительный комплекс для автоматизированного расчета основных параметров прокатных станков. Сообщ. 2//Изв. вузов. Чер. металлургия. 1979. № 8. С. 49—52.
34. Лехов О. С. Динамика взаимодействия приводов клетей непрерывно-заготовочных станков через прокатываемый металл//Изв. вузов. Чер. металлургия. 1978. № 2. С. 157—171.
35. Лехов О. С. Динамика захвата полосы валками в условиях скольжения//Изв. вузов. Чер. металлургия. 1972. № 8. С. 88—92.
36. Лехов О. С. Динамические нагрузки в линии привода обжимных станков. М.: Машиностроение, 1975. 184 с.
37. Лехов О. С., Волкова Т. А. Оптимизация конструктивных параметров главных линий прокатных станков//Изв. вузов. Чер. металлургия. 1982. № 2. С. 135—137.
38. Лехов О. С., Малахов А. В., Жигалин А. Г. Оптимизация параметров многомассовых систем главных линий прокатных станков//Изв. вузов. Чер. металлургия. 1986. № 12. С. 122—126.
39. Лехов О. С. Оптимизация основных параметров прокатного комплекса//Теория машин металлургического и горного оборудования: Межвуз. сб. науч. тр./Урал. политехн. ин-т. Свердловск, 1983. С. 147—150.
40. Лехов О. С., Поляков Б. Н. Рациональная компоновка линий индивидуального привода валков обжимных станков//Труды международного симпозиума по динамике тяжелых машин горной и металлургической промышленности: Сб. науч. тр. Донецк, 1974. С. 100—116.
41. Лехов О. С. Система автоматизированного расчета обжимно-заготовочных прокатных комплексов//Изв. вузов. Черн. металлургия. 1982. № 4. С. 61—68.
42. Лиханский В. С. Технология производства фасонных профилей с применением кассет. М.: Металлургия. 1986. 310 с.
43. Макеранец Е. И., Одинокоев В. И. Расчет пластического течения полых овальных цилиндров неограниченной длины//(Изв. АН СССР.) Механика твердого тела. 1976. № 2. С. 40—46.

44. *Макушок Е. М.* Поперечно-клиновья прокатка. Минск: Наука и техника, 1974. 212 с.
45. *Маслов Г. С.* Расчеты колебаний валов. М.: Машиностроение, 1968. 271 с.
46. Математическая модель технологического процесса прокатки в черновой группе непрерывно-заготовочного стана 850/700/500/О. С. Лехов, В. А. Чичигин, Б. М. Антошечкин и др.: Сб. науч. тр.; Моск. ин-т стали и сплавов. М., 1975. № 82. С. 246—250.
47. Машины и агрегаты металлургических заводов: В 3 т./А. И. Целиков, П. И. Полухин, В. М. Гребеник, Ф. К. Иванченко и др. М.: Металлургия, 1981. Т. 3. 576 с.
48. Междунар. заявка № 90/02006 МКИ В21 В1/00, В21 9/18. Способ и инструмент для обработки слитков/О. С. Лехов, В. И. Одинокоев, А. В. Малахов, М. Ю. Туев.
49. Междунар. заявка № 89/11347 МКИ В21 5/00. Опул. 8.03.90. Установка для периодического деформирования непрерывной полосы/В. И. Одинокоев, О. С. Лехов.
50. *Михалевич В. С., Волкович В. Л.* Вычислительные методы исследования и проектирования сложных систем. М.: Наука, 1982. 288 с.
51. Непрерывная разливка заготовок малого сечения/К. Ямода, Т. Ватанабе, К. Абе, Т. Функда//Чер. металлы. 1981. № 10. С. 18—23.
52. Непрерывная разливка и прокатка тонких слябов/А. Еберле, Г. Воллнер, Д. Габел и др.//Сталь и железо. 1990. № 11. С. 81—88.
53. *Никитин Г. С., Седов Л. А., Сазов В. П.* Конструкции обжимных станов в линиях литейно-прокатных агрегатов//Металлург. оборудование (ЦИИТЭИ-тяжмаш). М., 1982. № 182. 34 с.
54. Новые разработки по совершенствованию прокатных станов//Металлург. машиностроение: Экспресс-информация. М., 1989. Вып. 8. С. 1—7.
55. *Одинокоев В. И.* О конечно-разностном представлении дифференциальных соотношений теории пластичности//Прикладная механика. 1985. Т. 2, № 1. С. 97—102.
56. *Одинокоев В. И.* Численный метод решения дифференциальных уравнений пластического течения//Прикладная механика. 1973. Т. 9, вып. 12. С. 63—75.
57. Оптимизация основных параметров прокатного комплекса для производства заготовок/О. С. Лехов, А. В. Малахов, В. В. Бажутин, А. Г. Жигалин//Изв. вузов. Чер. металлургия. 1987. № 2. С. 39—44.
58. Оптимизация прокатного производства/А. Н. Скороходов, П. И. Полухин, Б. М. Илюкович, Б. Е. Хайкин. М.: Металлургия, 1983. 432 с.
59. Пат. № 9001493 Швеция, МКИ В21 5/00 В21С 37/04, В22 11/126. Способ получения заготовок из сляба и инструмент для его осуществления/О. С. Лехов, В. И. Одинокоев, А. В. Малахов, М. Ю. Туев. Опул. 1992.
60. Пат. № 4924585 США, МКИ 5В 21В 1/16. Способ и устройство для непрерывного сжатия непрерывнолитых слябов или заготовок из стали. Опул. 1990.
61. Пат. № 4354880 США, МКИ В 22 11/12. Способ обработки непрерывнолитых заготовок. Опул. 1990.
62. *Петрокас Л. В.* Оптимизационные методы в теории машин-автоматов и систем машин//Машиноведение. 1982. № 5. С. 73—77.
63. *Печке Ю., Ноймнец Д.* Способы непрерывного литья, совмещенного с прокаткой//Чер. металлы. 1981. № 22. С. 9—13.
64. Повышение работоспособности прокатного оборудования за счет снижения динамических нагрузок/Б. Е. Житомирский, С. Д. Гарцман, А. А. Филатов и др.//Металлург. оборудование. 1982. № 33. 42 с.
65. *Поляк Б. Т.* Введение в оптимизацию. М.: Наука, 1983. 384 с.
66. Постановка и решение задач оптимального проектирования машин/И. И. Артоболевский, М. Д. Генкин, В. И. Сергеев и др.//Машиноведение. 1977. № 5. С. 15—23.
67. Построение информативного допустимого и паретовского множества решений и определение взаимосвязи критериев качества в задачах проектиро-

вания механизмов и машин//П. И. Зинюков, И. В. Матугов, И. М. Соболев и др.//Машиноведение. 1981. № 5. С. 12—20.

68. Применение непрерывнолитых слябов для прокатки крупных балок и колонных профилей//Прокат. и труб. пр-во: Экспресс-информация. 1986. Вып. 12. С. 4—5.

69. Прогнозирование сложных систем//В. В. Шашкин, В. М. Капралов, А. Г. Крысин и др. Л., 1980. 280 с.

70. Предотвращение пробуксовок при прокатке на обжимных станах//В. Ю. Островляничук, В. В. Лопатин, В. Г. Кунинин, О. С. Лехов//Сталь. 1979. № 4. С. 284—285.

71. Производство проката способом прокатки-разделения//В. М. Клименко, В. Ф. Губайдулин, Г. М. Шульгин и др.//Чер. металлургия. 1982. № 23. С. 3—17.

72. Прокатка полос, изготовленных методом непрерывной разливки металла, и технические возможности конструкций установок для изготовления горячих полос//Г. Флемминг, П. Каннес, В. Роде//Металлург. пр-во и технология металлург. процессов. М., 1988. С. 90—111.

73. Процессы прокатки, перспективные для совмещения с непрерывной разливкой//Ю. А. Попов, А. Н. Скорняков, П. К. Тетерин//Металлургия. Проблемы, поиски, решения: Темат. сб. науч. тр. М., 1989. С. 95—103.

74. *Сергеев В. И., Статников Р. Б.* ЛП-поиск — метод оптимального проектирования машин и механизмов//Решение задач машиноведения на вычислительных машинах: Сб. науч. тр. М., 1974. С. 3—11.

75. *Сиддал М., Майкл К.* Оптимизация большой системы с использованием декомпозиции при ослаблении технических требований//Конструирование и технология машиностроения. 1980. № 3. С. 52—56.

76. *Сладкоштанев В. Т., Гордиенко М. С., Потанин Р. В.* Непрерывная разливка и качество фасонных заготовок. М.: Металлургия, 1975. 246 с.

77. Слябовая МНЛЗ с небольшим обжатием заготовки//Чер. металлы. 1978. № 13. С. 35.

78. *Смирнов В. К., Шилов В. А., Литвинов К. И.* Деформация и усилия в калибрах простой формы. М.: Металлургия, 1982. 144 с.

79. *Смирнов В. К., Шилов В. А., Инарович Ю. В.* Калибровка прокатных валков. М.: Металлургия, 1987. 368 с.

80. Состояние исследовательских и проектных работ в Европе по технологии непрерывной разливки заготовок почти готовых сечений//Металлургическое оборудование и технология. 1991. № 3. С. 44—57.

81. Статистический анализ и математическое моделирование блюминга//С. Л. Коцарь, Б. Н. Поляков, Ю. Д. Макаров, В. А. Чичигин. М.: Металлургия, 1974. 280 с.

82. Теоретическое исследование процесса деформации наклонными бойками непрерывнолитого сляба с точечными дефектами//О. С. Лехов, В. И. Одинокоев, И. Я. Чуков, А. В. Песков//Изв. вузов. Чер. металлургия. 1986. № 4. С. 41—46.

83. Теоретическое исследование процесса резания непрерывнолитых слябов//О. С. Лехов, В. И. Одинокоев, Т. Г. Химич, А. В. Песков//Изв. вузов. Чер. металлургия. 1985. № 2. С. 128—131.

84. *Тетерин П. К., Маторин В. И., Скорняков А. Н.* Прокатка с высокими обжатиями — новое перспективное направление в обработке металлов давлением//Сталь. 1982. № 3. С. 58—60.

85. Технология производства крупных двутавровых балок из непрерывнолитых слябов//В. А. Быков, Ю. Д. Макаров, Б. Н. Поляков и др.// Сталь. 1983. № 4. С. 46—49.

86. *Третьяков А. В., Зюзин В. И.* Механические свойства металлов при обработке давлением: Справ. М.: Металлургия, 1973. 224 с.

87. Увеличение производительности обжимного и заготовочного станов и улучшение качества проката//Г. Ф. Коломников, В. А. Чичигин, О. С. Лехов, Б. М. Антошечкин//Сталь. 1974. № 10. С. 914—917.

88. *Унгерер В.* Эксплуатационная прочность как основа расчета прокатных станов//Чер. металлы. 1980. № 14. С. 3—11.

89. *Уральский В. И., Лехов О. С., Кузушин А. А.* Оптимизация непрерывных сортопрокатных комплексов. М.: Металлургия, 1991. 192 с.
90. *Усков М. К., Пархоменко А. А.* Развитие теории и практики советского машиноведения. М.: Наука, 1980. 288 с.
91. *Фролов К. В.* Методы совершенствования машин и современные проблемы машиноведения. М.: Машиностроение, 1984. 224 с.
92. *Фролов К. В.* Научные разработки — основа машин будущего//Машиноведение. 1977. № 5. С. 3—14.
93. *Химич Т. Г., Лехов О. С., Жигалин А. Г.* Автоматизированный расчет кинематических и динамических параметров ножниц 1250//Изв. вузов. Чер. металлургия. 1980. № 4. С. 144—147.
94. *Химич Т. Г., Лехов О. С.* Расчет силовых параметров процесса резки заготовок//Изв. вузов. Чер. металлургия. 1987. № 6. С. 144—146.
95. *Химич Г. Л., Цалюк М. Б.* Оптимизация режимов холодной прокатки на ЭВМ. М.: Металлургия, 1973. 265 с.
96. *Хойяс Г., Хайн О.* Конструкции и применение ковочно-прокатных агрегатов//Чер. металлы. 1980. № 25—26. С. 15—21.
97. *Чижиков Ю. М.* Редуцирование и прокатка металла непрерывной разливки. М.: Металлургия, 1982. 384 с.
98. *Чекмарев А. П., Мутьев М. С., Машковцев Р. А.* Калибровка прокатных валков. М.: Металлургия, 1971. 101 с.
99. *Шенерт Д.* Слабые места приводов прокатных станов//Чер. металлы. 1974. № 23. С. 26—32.
100. *Шмитд Х.* Повреждение валов приводных электродвигателей под действием механических колебаний//Чер. металлы. 1974. № 21. С. 11—14.
101. *Шуп Т.* Решение инженерных задач на ЭВМ. М.: Мир, 1982. 240 с.
102. Экспериментальное исследование динамических нагрузок при прокатке на блюминге 1300/О. С. Лехов, В. А. Чичигин, В. А. Воскресенский, А. Г. Криволапов//Изв. вузов. Чер. металлургия. 1972. № 2. С. 167—170.
103. *Эренберг Х.-Ю.* Литье и обжатие с разливки тонких слябов на заводе фирмы «Маннесман ререн-верке АГ»//Металлург. пр-во и технология металлург. процессов. М., 1990. С. 46—56.
104. *Яковлев Р. А.* Модель главной линии прокатного стана при асимметричном нагружении//Изв. вузов. Машиноведение. 1983. № 7. С. 116—121.
105. *Яух Р.* Качество непрерывнолитых заготовок//Чер. металлы. 1978. № 6. С. 20—30.

ОГЛАВЛЕНИЕ

ВВЕДЕНИЕ	3
ГЛАВА 1. ТЕХНОЛОГИЯ И СОСТАВ ОБОРУДОВАНИЯ ЛИТЕЙНО-ПРОКАТНЫХ МОДУЛЕЙ	7
1.1. Литейно-прокатные модули для получения сортового проката	9
1.2. Литейно-прокатные модули для производства листа	18
1.3. Литейно-прокатные модули для производства сложных профилей	23
1.4. Совмещенные процессы непрерывного литья и прокатки	26
ГЛАВА 2. ДВУХУРОВНЕВАЯ ОПТИМИЗАЦИЯ ОСНОВНЫХ ПАРАМЕТРОВ СИСТЕМ МАШИН ДЛЯ ДЕФОРМАЦИИ НЕПРЕРЫВНОЛИТНЫХ ЗАГОТОВОК	31
2.1. Обоснование нового подхода к решению задач оптимизации параметров взаимосвязанных прокатных агрегатов	31
2.2. Алгоритм двухуровневой оптимизации системы взаимосвязанных машин обработки давлением	33
2.3. Оптимизация технологических параметров и выбор структуры системы взаимосвязанных машин обработки давлением	41
2.3.1. Выбор критериев оптимизации	42
2.3.2. Постановка задачи оптимизации	43
2.3.3. Обоснование выбора метода оптимизации	44
2.4. Алгоритм и процедура двухуровневой оптимизации основных параметров системы взаимосвязанных прокатных агрегатов	46
ГЛАВА 3. ОПТИМИЗАЦИЯ ПАРАМЕТРОВ ГЛАВНЫХ ЛИНИЙ ПРОКАТНЫХ АГРЕГАТОВ	53
3.1. Постановка задачи	53
3.2. Математическая модель главной линии прокатного агрегата	55
3.3. Обоснование выбора метода и процедура оптимизации параметров главных линий прокатного стана	58
3.4. Оптимизация параметров главной линии блюминга 1250 Челябинского металлургического комбината (ЧМК)	66
ГЛАВА 4. РАСЧЕТ ОСНОВНЫХ ПАРАМЕТРОВ НОЖНИЦ ДЛЯ РАЗРЕЗКИ НЕПРЕРЫВНОЛИТНЫХ ЗАГОТОВОК	75
4.1. Теоретическое исследование процесса резания непрерывнолитых слябов	75
4.1.1. Постановка задачи	77
4.1.2. Силовые параметры процесса резания	80
4.2. Универсальный метод расчета сил резания слябов	81
4.3. Расчет основных параметров привода ножниц для резки заготовок	86
4.4. Исследование и сравнительный анализ ножниц обжимных станов	88
4.4.1. Методика экспериментальных исследований	88

4.4.2. Энергосиловые параметры ножниц 16000 кН	91
4.4.3. Энергосиловые параметры ножниц 12500 кН	93
4.4.4. Кинематика и динамика ножниц 12500 кН	96
4.4.5. Сравнительный анализ конструкций, нагруженности и сроков службы ножниц различного конструктивного исполнения	97
4.5. Исследование процесса продольного разделения сляба на ряд сортовых заготовок	100
ГЛАВА 5. ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ ЦИКЛИЧЕСКОЙ ДЕФОРМАЦИИ НЕПРЕРЫВНОЛИТЫХ ЗАГОТОВОК	105
5.1. Установки циклической деформации заготовок	105
5.2. Теоретическое исследование процесса деформации непрерывнолитых слябов из нержавеющей стали	106
5.2.1. Постановка задачи	106
5.2.2. Алгоритм решения задачи пластического течения	109
5.2.3. Деформация непрерывнолитого сляба	111
5.2.4. Деформация сляба со смазкой	113
5.3. Теоретическое исследование процесса поперечной деформации заготовок круглого сечения	114
5.3.1. Постановка задачи	115
5.3.2. Результаты расчета	118
ГЛАВА 6. ДВУХУРОВНЕВАЯ ОПТИМИЗАЦИЯ ПАРАМЕТРОВ АГРЕГАТА ЦИКЛИЧЕСКОЙ ДЕФОРМАЦИИ	121
6.1. Исследование процесса циклической деформации непрерывнолитых заготовок	122
6.1.1. Техническая характеристика агрегата циклической деформации силой 3500 кН Омутнинского металлургического завода (ОМЗ)	122
6.1.2. Исследование процесса деформации непрерывнолитых заготовок	122
6.1.3. Исследование способа получения двутавровых профилей	123
6.1.4. Исследование способа продольного разделения	124
6.1.5. Экспериментальное исследование процесса циклической деформации	125
6.2. Двухуровневая оптимизация параметров АЦД	127
6.2.1. Выбор критериев оптимизации	127
6.2.2. Постановка задачи оптимизации	129
6.3. Математическая модель очага деформации	130
6.3.1. Кинематика процесса циклической деформации	130
6.3.2. Силовые параметры	131
6.3.3. Расчет температуры металла	133
6.4. Математическая модель линии привода АЦД	134
6.5. Алгоритм двухуровневой оптимизации параметров АЦД	135
ГЛАВА 7. РАСЧЕТ И ИССЛЕДОВАНИЕ АГРЕГАТОВ ЦИКЛИЧЕСКОЙ ДЕФОРМАЦИИ	140
7.1. АЦД Омутнинского металлургического завода	140
7.2. Оценка параметров АЦД после реконструкции привода	141
7.3. АЦД Научно-производственного объединения «Тулачермет»	141
7.3.1. Расчет параметров АЦД	143
7.3.2. Исследование качества сортовых заготовок из непрерывнолитого металла	146
7.4. Участок циклической деформации опытного завода Уральского научно-исследовательского института черных металлов (УралНИИчермета)	147

7.4.1. Исследование силовых параметров и формоизменения заготовок	148
7.5. Кассета циклической деформации	150
ГЛАВА 8. ОПТИМИЗАЦИЯ ПАРАМЕТРОВ ЛИТЕЙНО-ПРОКАТНЫХ МОДУЛЕЙ	151
8.1. Оптимизация параметров литейно-прокатного модуля для производства сортового проката	152
8.1.1. Оптимизация параметров технологического процесса системы «АЦД — мелкосортный стан»	153
8.1.2. Динамические нагрузки в главной линии АЦД	158
8.2. Расчет технологических параметров мелкосортного стана с АЦД в черновой группе	158
8.3. Оптимизация параметров литейно-прокатного модуля для производства листа	160
8.4. Оптимизация технологических параметров взаимосвязанных агрегатов обжимной клетки 950 и линейного стана 800 Орско-Халиловского металлургического комбината (ОХМК)	161
8.5. Новые установки совмещенных процессов непрерывного литья и деформации	165
8.6. Расчет основных параметров совмещенного процесса непрерывного литья и деформации	171
8.6.1. Расчет параметров кристаллизатора и оценка производительности установки	172
8.6.2. Расчет энергосиловых параметров	173
8.6.3. Выбор параметров кристаллизатора	174
СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ	175

Олег Степанович Лехов

**ОПТИМИЗАЦИЯ МАШИН ДЛЯ ДЕФОРМАЦИИ
НЕПРЕРЫВНОЛИТЫХ ЗАГОТОВОК**

Печатается по постановлению
редакционно-издательского совета
Уральского государственного
профессионально-педагогического университета

Редакторы Т. В. Шептунова, А. И. Пономарева
Обложка художника А. В. Шатунова
Технический редактор Е. М. Бородулина
Корректор А. И. Филимонова

ЛР № 020293 от 27.11.91

Сдано в набор 09.06.95. Подписано в печать 11.09.95. Формат 60×90¹/16.
Бумага типографская № 2. Гарнитура таймс. Печать офсетная.
Усл. печ. л. 11,5. Уч.-изд. л. 13. Тираж 1000. Заказ № 242.

Уральская издательская фирма «Наука».
620219, Екатеринбург, ГСП-169, ул. Первомайская, 91.
Издательско-полиграфическое предприятие «Уральский рабочий».
620219, Екатеринбург, ул. Тургенева, 13.

